# KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDEKİ TEMELLERİN GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIM OPTİMİZASYONU VE SIĞ TEMELLERİN DEPREM YÜKLERİ ALTINDA GÜVENİLİRLİK ANALİZİ

**Erhan TEKİN**

**DOKTORA TEZİ**
**İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ**

**GAZİ ÜNİVERSİTESİ**
**FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**OCAK 2012**
**ANKARA**

Erhan TEKİN tarafından hazırlanan KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDEKİ TEMELLERİN GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIM OPTİMİZASYONU VE SIĞ TEMELLERİN DEPREM YÜKLERİ ALTINDA GÜVENİLİRLİK ANALİZİ adlı bu tezin doktora tezi olarak uygun olduğunu onaylarım.

Doç. Dr. S. Oğuzhan AKBAŞ …….…….
Tez Danışmanı, İnşaat Mühendisliği A.B.D.
Prof. Dr. Nail ÜNSAL …….…….
Tez Danışmanı, İnşaat Mühendisliği A.B.D.

Bu çalışma, jürimiz tarafından oy birliği ile İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalında doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

Prof. Dr. Erdal ÇOKÇA …….…….
İnşaat Mühendisliği A.B.D., ODTÜ
Doç. Dr. S. Oğuzhan AKBAŞ …….…….
İnşaat Mühendisliği A.B.D., Gazi Üniversitesi
Prof. Dr. Mehmet ORHAN …….…….
İnşaat Mühendisliği A.B.D., Gazi Üniversitesi
Prof. Dr. Tekin GÜLTOP …….…….
İnşaat Mühendisliği A.B.D., Gazi Üniversitesi
Doç Dr. Özgür ANIL …….…….
İnşaat Mühendisliği A.B.D., Gazi Üniversitesi

Tarih: 31/01/2012

Bu tez ile G.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu Doktora derecesini onamıştır.

Prof. Dr. Bilal TOKLU …….…….
Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü

## TEZ BİLDİRİMİ

Tez içindeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edilerek sunulduğunu, ayrıca tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada bana ait olmayan her türlü ifade ve bilginin kaynağına eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

Erhan TEKİN

# KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDEKİ TEMELLERİN GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIM OPTİMİZASYONU VE SIĞ TEMELLERİN DEPREM YÜKLERİ ALTINDA GÜVENİLİRLİK ANALİZİ

**(Doktora Tezi)**

**Erhan TEKİN**

**GAZİ ÜNİVERSİTESİ**
**FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**
**Ocak 2012**

## ÖZET

**Bu tezde, kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temel ve fore kazıkların güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ve sığ temellerin deprem yükleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı araştırılmıştır. Geoteknik analiz parametreleri tanımlanarak aldıkları tipik değerler ve birbirleriyle olan ilişkileri irdelenmiştir. Nihai ve hizmet verebilirlik sınır denge için geleneksel taşıma gücü ve oturma tahmin yöntemleri araştırılmıştır. Geleneksel taşıma gücü ve oturma tahmin yöntemlerinin sınırlı başarısı karşısında yapay sinir ağları (YSA) ile yeni taşıma gücü ve oturma yöntemleri geliştirilmiştir. Güvenilirliğe dayalı tasarım için gerekli olan istatistiksel bilgiler sunularak birinci derece güvenilirlik ve Monte Carlo benzetim yöntemleri açıklanmıştır. Geoteknik değişkenlerin tipik belirsizliklerini saptamak için literatür araştırması yapılmıştır. Güvenilirliğe dayalı tasarımın temel amacı hedef güvenilirlik indeksi sağlanana kadar yük ve dayanım faktörlerini kalibre etmektir. Bu doğrultuda deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenilirliğe dayalı tasarım kalibrasyonu için yük ve dayanım faktörlerine dayanan tasarım biçimi seçilmiştir. ULS hedef güvenilirlik indeksi 2.3 için deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birinci derece güvenilirlik yöntemi ile direnç faktörleri hesaplanmıştır.**

**Sığ temellerin basınç ve deprem, fore kazıkların ise basınç ve çekme yükleri etkisinde deterministik optimizasyonu yapılmıştır. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için yük, dayanım katsayıları (LRFRBDO) ve genetik algoritma (GABRO) olmak üzere iki yöntem kullanılmıştır. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu çalışmaları, basınç ve deprem yükleri etkisindeki sığ temeller için LRFRBDO ve GABRO, basınç ve çekme yükleri etkisindeki fore kazıklar için LRFRBDO yöntemleriyle gerçekleştirilmiştir. Optimizasyona dayalı tasarımda elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman ve birim fiyat değişkenlerinin maliyet üzerindeki hassasiyet çalışması yapılmıştır. Deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları karşılaştırılmıştır.**

**Bilim Kodu** : **911.1.050**
**Anahtar Kelimeler** : **Sığ temel, fore kazık, güvenilirlik, optimizasyon, güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu, genetik algoritma, yapay sinir ağları**
**Sayfa Adedi** : **609**
**Tez Yöneticisi** : **Doç. Dr. S. Oğuzhan AKBAŞ**

# RELIABILITY BASED DESIGN OPTIMIZATION OF FOUNDATIONS AND RELIABILITY BASED DESIGN OF SHALLOW FOUNDATIONS CONSIDERING EARTHQUAKE LOADING IN COHESIONLESS SOILS

**(PhD. Thesis)**

**Erhan TEKİN**

**GAZİ UNIVERSITY**
**INSTITUTE OF SCIENCE AND TECHNOLOGY**
**January 2012**

## ABSTRACT

**In this thesis, reliability based design optimization of shallow foundations, drilled shafts and reliability based design of shallow foundations considering earthquake loading in cohesionless soils were studied. Defining geotechnical analysis parameters, typical values of them were summarized and relationship between each other was investigated. Traditional bearing capacity and settlement methods were examined for ultimate limit state and serviceability limit state. Considering the limited success of traditional bearing capacity and settlement methods new bearing capacity and settlement methods were developed with artificial neural networks. Presenting statistical background information which is necessary for reliability-based design, First Order Reliability and Monte Carlo simulation methods were explained. Literature survey was conducted to determine typical uncertainties of geotehnical variables. The basic aim of reliability based design is to calibrate the load and resistance factors in some simplified design formats until a selected target reliability index is achieved. In this aspect, The Load and Resistance Factor Design format was selected to calibrate shallow foundations under seismic loading. For ultimate limit state, choosing target reliability index of 2.3, resistance factors were**

**evaluated using first-order reliability method considering shallow foundations subjected to seismic loads.**

**Deterministic optimization of shallow foundations subjected to compression, seismic loading and drilled shafts subjected to uplift, compression loading were carried out. Realibility based design optimization studies were investigated using load resistance factor design (LRFRBDO) and genetic algorithm (GABRO). Relibility based design optimization of shallow foundations subjected to compression, seismic loading were studied using LRFRBDO, GABRO and drilled shafts subjected to compression, uplift loading were computed using LRFRBDO. In optimization based design, sensitivity study was carried out by considering effects of elastic modulus, effective internal friction angle, vertical load, unit weight of soil, factor of safety, maximum allowawed displacement, and unit price variables on the construction cost. Deterministic and reliability based design optimization results were compared.**

**Science Code : 911.1.050**
**Key Words : Shallow foundation, drilled shaft, reliability, optimization, reliability based design optimization (RBDO), genetic algorithm, artificial neural networks**
**Page Number: 609**
**Adviser : Assoc. Prof. Dr. S. Oğuzhan AKBAŞ**

# TEŞEKKÜR

Çalışmalarım boyunca değerli yardım ve katkılarıyla beni yönlendiren Hocam Doç. Dr. S. Oğuzhan AKBAŞ'a, manevi destekleriyle beni hiçbir zaman yalnız bırakmayan, motive eden, destek olan, sabır gösteren çok değerli canım eşim Berna'ya, evimizin neşesi canım kızıma, ilk ve en değerli öğretmenim canım babama, sevgili canım anneme içten teşekkürlerimi sunarım.

# İÇİNDEKİLER

**Sayfa**

ÖZET ..... iv
ABSTRACT ..... vi
TEŞEKKÜR ..... viii
İÇİNDEKİLER ..... ix
ÇİZELGELERİN LİSTESİ ..... xv
ŞEKİLLERİN LİSTESİ ..... xxiii
SİMGELER VE KISALTMALAR ..... xxxvi
1. GİRİŞ ..... 1
2. GEOTEKNİK ANALİZ PARAMETRELERİNİN BELİRLENMESİ ..... 21
2.1. Kohezyonsuz Zeminlerin Temel İndeks Özellikleri ..... 21
2.1.1. Birim hacim ağırlık ..... 21
2.1.2. Rölatif sıkılık ..... 23
2.2. Kohezyonsuz Zeminlerin Rölatif Sıkılığı ve Rölatif Sıkılığın Arazi Deneyleri ile Korelasyonları ..... 24
2.2.1. Standart penetrasyon testi korelasyonları ..... 25
2.2.2. Koni penetrasyon testi korelasyonları ..... 33
2.2.3. SPT-N ve CPT $q_c$ değerleri arasındaki ilişki ..... 36
2.3. Efektif İçsel Sürtünme Açısı ..... 36
2.4. Aşırı Konsolidasyon Oranı ..... 41
2.5. Zemin Elastik Parametreleri ..... 43
2.5.1. Poisson oranı ..... 43
2.5.2. Drenajlı elastisite modülü ..... 44
2.6. Geoteknik Parametre İstatistikleri ..... 51
2.6.1. Zeminin doğasındaki değişebilirlik ..... 53
2.6.2. Ölçüm hatası ..... 57
2.6.3. Dönüşüm belirsizliği ..... 58
2.6.4. Tasarım zemin parametrelerinin hesaplanması ..... 60
2.7. Özet ..... 62
3. KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDE BULUNAN TEMELLER İÇİN TAŞIMA GÜCÜ YÖNTEMLERİ ..... 64

**Sayfa**

3.1. Sığ Temeller ..... 64
3.1.1. Terzaghi taşıma gücü yöntemi ..... 67
3.1.2. Meyerhof taşıma gücü yöntemi ..... 70
3.1.3. Hansen taşıma gücü yöntemi ..... 72
3.1.4. Vesic taşıma gücü yöntemi ..... 76
3.1.5. Kulhawy taşıma gücü yöntemi ..... 79
3.1.6. YSA taşıma gücü yöntemi ..... 86
3.1.7. Taşıma gücünü etkileyen diğer faktörler ..... 98
3.2. Derin Temeller ..... 101
3.2.1. Nordlund yöntemi ..... 105
3.2.2. Efektif gerilme yöntemi ..... 113
3.2.3. U.S. Army Corps yöntemi ..... 115
3.2.4. Kulhawy yöntemi ..... 118
3.2.5. YSA ile fore kazıkların taşıma gücünün belirlenmesi yöntemi ..... 124
3.3. Kazıkların Eksenel Çekme Kapasitesi ..... 133
3.4. Özet ..... 134
4. KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDE BULUNAN TEMELLER İÇİN OTURMA ANALİZ YÖNTEMLERİ ..... 137
4.1. Sığ Temeller ..... 137
4.1.1. Mayne ve Poulos yöntemi ..... 138
4.1.2. Peck ve Bazaraa yöntemi ..... 140
4.1.3. Burland ve Burbidge yöntemi ..... 141
4.1.4. Schmertmann ve ark. (1978) yöntemi ..... 143
4.1.5. YSA ile oturma tahmini ..... 146
4.2. Fore Kazıklar ..... 161
4.2.1. Kulhawy yöntemi ..... 162
4.2.2. Randolph ve Wroth yöntemi ..... 164
4.3. Fore Kazıkların Çekme Yükleri Etkisinde Hareketi ..... 165
4.4. Özet ..... 167
5. GÜVENİLİRLİK VE OPTİMİZASYON ..... 168

**Sayfa**

5.1. Giriş ..... 168
5.2. Güvenilirliğe Dayalı Tasarım ..... 168
5.2.1. Yenilme olasılığı ..... 170
5.2.2. Rastsal değişkenlerin istatistiksel tanımı ve güvenilirlik indeksi ..... 173
5.2.3. Birinci derece güvenilirlik yöntemi (FORM) ..... 178
5.2.4. Monte Carlo benzetim yöntemi ..... 184
5.2.5. Altküme Markov Zinciri Monte Carlo (MCMC) yöntemi ..... 186
5.2.6. Hedef yenilme olasılığı ..... 189
5.2.7. Güvenilirliğe dayalı tasarım biçimi ..... 195
5.2.8. Kalibrasyon yöntemi ..... 197
5.2.9. Yük istatistikleri ..... 199
5.2.10. Örnek yapı yüklemeleri ..... 209
5.3. Optimizasyon ..... 223
5.3.1. MATLAB ortamında optimizasyon ..... 225
5.4. Güvenirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu ..... 230
5.4.1. Optimizasyon tabanlı güvenilirlik ölçümleri ..... 233
5.4.2. Çift döngülü yöntemler ..... 237
5.4.3. Tek döngülü yöntemler ..... 237
5.4.4. Ayrışmış yöntem ..... 238
5.4.5. Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 239
5.4.6. Genetik algoritma ..... 240
5.5. Özet ..... 245
6. SIĞ TEMELLERİN DEPREM YÜKLERİ ETKİSİNDE GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIMI ..... 247
6.1. Giriş ..... 247
6.2. Sığ Temellerin Deprem Yükleri Altında Güvenilirliğe Dayalı Tasarımı ..... 248
6.2.1. Deprem yükleri altında taşıma gücü faktörlerinin değişimi ..... 249
6.2.2. Rastsal değişkenler ..... 259
6.2.3. Parametrik çalışma ..... 260
6.2.4. Kalibrasyon çalışmaları ..... 264

**Sayfa**

6.3. Özet ..... 276
7. SIĞ TEMEL VE FORE KAZIKLARIN DETERMİNİSTİK OPTİMİZASYONU ..... 277
7.1. Giriş ..... 277
7.2. Yapım Maliyet Hesaplamaları ..... 277
7.3. Sığ Temellerin Tasarımı ..... 282
7.4. Sığ Temellerin Deterministik Optimizasyonu ..... 286
7.4.1. Elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyon ..... 288
7.4.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyon ..... 297
7.4.3. Düşey yük odaklı deterministik optimizasyon ..... 321
7.4.4. Birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyon ..... 330
7.4.5. Güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyon ..... 340
7.4.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyon ..... 348
7.4.7. Birim fiyat odaklı deterministik optimizasyon ..... 357
7.4.8. Yatay yükün düşey yüke oranı ($k_h$) odaklı deterministik optimizasyon ..... 364
7.4.9. Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile deterministik optimizasyon ..... 366
7.5. Fore Kazıkların Tasarımı ..... 371
7.6. Fore Kazıkların Deterministik Optimizasyonu ..... 372
7.6.1. Elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyon ..... 373
7.6.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyon ..... 378
7.6.3. Düşey yük odaklı deterministik optimizasyon ..... 387
7.6.4. Birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyon ..... 392
7.6.5. Güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyon ..... 396
7.6.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyon ..... 400
7.6.7. Birim fiyat odaklı deterministik optimizasyon ..... 403
7.7. Özet ..... 407
8. SIĞ TEMEL VE FORE KAZIKLARIN GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIM OPTİMİZASYONU ..... 409

**Sayfa**

8.1. Giriş ..... 409

8.2. Sığ Temellerin Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu ..... 410

8.2.1. Elastisite modülü odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 413

8.2.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 415

8.2.3. Düşey yük odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 425

8.2.4. Birim hacim ağırlık odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 428

8.2.5. Güvenlik katsayısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 431

8.2.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 433

8.2.7. Birim fiyat odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 436

8.2.8. Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 439

8.3. Deprem Yükleri Etkisindeki Sığ Temellerin Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu ..... 444

8.3.1. Hassasiyet çalışması ..... 446

8.4. Fore Kazıkların Basınç Kuvvetleri Altında Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu ..... 464

8.4.1. Elastisite modülü odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 466

8.4.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 468

8.4.3. Düşey yük odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 474

8.4.4. Birim hacim ağırlık odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 477

8.4.5. Güvenlik katsayısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 479

8.4.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 480

8.4.7. Birim fiyat odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 482

8.5. Fore Kazıkların Çekme Yüklemesi Durumunda Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu ..... 483

**Sayfa**

8.5.1. Elastisite modülü odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 485
8.5.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 488
8.5.3. Düşey yük odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 495
8.5.4. Birim hacim ağırlık odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 498
8.5.5. Güvenlik katsayısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 501
8.5.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 502
8.5.7. Birim fiyat odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 504
8.6. Özet ..... 506
9. SONUÇ VE ÖNERİLER ..... 508
9.1. Giriş ..... 508
9.2. Yapay Sinir Ağları ..... 509
9.3. Güvenilirliğe Dayalı Tasarım ..... 510
9.4. Deterministik Optimizasyon ..... 511
9.5. Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu ..... 515
9.6. Gelecekteki Çalışmalar İçin Öneriler ..... 521
KAYNAKLAR ..... 523
EKLER ..... 546
EK-1. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri ..... 547
EK-2. Deprem yükleri etkisinde kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda örnek güvenilirliğe dayalı tasarım hesaplaması ..... 563
EK-3. Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri ..... 565
EK-4. Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları ..... 579
ÖZGEÇMİŞ ..... 607

# ÇİZELGELERİN LİSTESİ

**Çizelge** **Sayfa**

Çizelge 2.1. Zemin tipik birim hacim ağırlıkları ... 22

Çizelge 2.2. Çeşitli kohezyonsuz zeminler için arazi kuru birim hacim ağırlık istatistikleri ... 23

Çizelge 2.3. Kohezyonsuz zeminlerin rölatif sıkılıkları ... 24

Çizelge 2.4. Kumların SPT-N değerine göre rölatif sıkılıkları ... 25

Çizelge 2.5. SPT için farklı ülkelerde ER ve $C_{eER}$'nin tipik değerleri ... 28

Çizelge 2.6. Arazi yöntemleri için SPT düzeltme faktörleri ... 30

Çizelge 2.7. Kumlar için SPT düzeltme faktörleri ... 33

Çizelge 2.8. Kumların $q_c$ değerine göre rölatif sıkılıkları ... 34

Çizelge 2.9. Kohezyonsuz zeminler için $\phi$'nin rölatif değerleri ... 40

Çizelge 2.10. Drenajlı Poisson oranının tipik aralıkları ... 44

Çizelge 2.11. Kumlar için drenajlı elastisite modülün tipik aralıkları ... 45

Çizelge 2.12. Kohezyonsuz zeminler için drenajlı elastisite modülü ($E_d$) ve SPT-N değeri arasındaki korelasyon ... 46

Çizelge 2.13. Kohezyonsuz zeminler için $E_d$ ve $q_c$ arasındaki korelasyon ... 48

Çizelge 2.14. Eksenel yükleme sırasında kohezyonsuz zeminlerin rijitliğini etkileyen faktörler ... 48

Çizelge 2.15. Zeminin doğasındaki toplam değişkenliğin yaklaşık değerleri ... 52

Çizelge 2.16. Bazı geoteknik parametrelerin doğasındaki değişim ... 56

Çizelge 2.17. Bazı geoteknik parametrelerin dalgalanma ölçeği ... 56

Çizelge 2.18. Yerinde deneylerin ölçüm hataları ... 58

Çizelge 2.19. Kohezyonsuz zeminler için var olan korelasyonlar ... 59

Çizelge 3.1. Terzaghi eşitlikleri için taşıma gücü faktörleri ... 69

Çizelge 3.2. Terzaghi taşıma gücü yöntemi için şekil faktörleri ... 70

Çizelge 3.3. Meyerhof taşıma gücü eşitlikleri için şekil, derinlik ve eğim faktörleri ... 71

Çizelge 3.4. Rijitlik indeksinin tipik değerleri ... 80

Çizelge 3.5. Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı ... 90

Çizelge 3.6. Sığ temel taşıma gücü YSA modelinde kullanılan verilerin aralıkları ... 95

**Çizelge** **Sayfa**

Çizelge 3.7. Sığ temeller için YSA ile geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin Çizelge 3.5'deki veritabanı için karşılaştırması ..... 96

Çizelge 3.8. Kohezyonsuz zemin içerisindeki kazıkların statik analiz yöntemleri..... 106

Çizelge 3.9. β ve $N_t$ katsayılarının yaklaşık aralıkları..... 115

Çizelge 3.10. U.S. Army Corps Yöntemi için δ değerleri ..... 116

Çizelge 3.11. U.S. Army Corps Yöntemi için K değerleri ..... 116

Çizelge 3.12. U.S. Army Corps Yöntemi için düzeltilmiş K değerleri..... 117

Çizelge 3.13. Derin temeller için δ/ϕ değerleri..... 123

Çizelge 3.14. Derin temeller için $K/K_0$ katsayıları ..... 124

Çizelge 3.15. Fore kazıkların taşıma gücünün tahmin modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı..... 126

Çizelge 3.16. Fore kazık YSA modelinde kullanılan verilerin aralıkları..... 130

Çizelge 3.17. Fore kazıklar için YSA ile geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin Çizelge 3.15'deki veritabanı için karşılaştırması..... 131

Çizelge 4.1. Schmertmann yöntemi için elastisite modulü ve $q_c$ arasındaki korelasyon..... 145

Çizelge 4.2. Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı..... 147

Çizelge 4.3. YSA modelinde kullanılan verilerin aralıkları..... 157

Çizelge 4.4. YSA modelinde kullanılan verilerin istatistiksel özellikleri..... 158

Çizelge 4.5. Sığ temeller için YSA ile geleneksel oturma tahmin yöntemlerinin Çizelge 4.2'deki veritabanı için karşılaştırması..... 159

Çizelge 4.6. $C_t$ değerinin tipik değerleri ..... 164

Çizelge 5.1. Güvenilirlik indeksi (β) ve yenilme olasılığı arasındaki ilişki ($p_f$) ..... 175

Çizelge 5.2. İstenilen doğruluğu sağlamak için gereken Monte Carlo benzetim sayısı ..... 185

Çizelge 5.3. Sosyal kriter faktörü..... 192

Çizelge 5.4. Aktivite ve uyarı faktörleri ..... 193

Çizelge 5.5. Ortalama maksimum hareketli yük değerleri..... 201

Çizelge 5.6. Rüzgar yükü istatistikleri ..... 204

Çizelge 5.7. Kar yükünün olasılıksal model parametreleri ..... 208

Çizelge 5.8. Sismik tehlike model parametreleri ..... 208

**Çizelge** **Sayfa**

Çizelge 5.9. Örnek bina ölü yükü ..... 210
Çizelge 5.10. Örnek bina için deprem ve zemin değişkenleri..... 213
Çizelge 5.11. Türkiye için kar yükü ($P_{k0}$) değerleri ..... 216
Çizelge 5.12. İllere göre kar yükü bölgeleri..... 216
Çizelge 5.13. Yüksekliğe bağlı olarak rüzgar hızı ve hız basıncı ..... 219
Çizelge 5.14. Aerodinamik yük katsayısı değerleri ..... 219
Çizelge 5.15. Yük unsurlarının değişebilirliği nitelendirilmesi ..... 221
Çizelge 5.16. MATLAB ortamında optimizasyon komutları ..... 226
Çizelge 6.1. Sismik taşıma gücü katsayıları $N_{\gamma E}$ ..... 249
Çizelge 6.2. Sismik taşıma gücü katsayıları $N_{qE}$..... 250
Çizelge 6.3. Sismik taşıma gücü katsayıları $N_{cE}$..... 250
Çizelge 6.4. Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi ..... 251
Çizelge 6.5. Temel geometrisinin kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğine etkisi..... 262
Çizelge 6.6. Efektif içsel sürtünme açısı istatistiklerinin kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğine etkisi ..... 263
Çizelge 6.7. Kayma modülü istatistiklerinin kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğine etkisi..... 263
Çizelge 7.1. Sığ temel ve fore kazık maliyet miktarlarının hesaplanması ..... 278
Çizelge 7.2. Optimizasyonda kullanılan birim fiyat tanımları..... 279
Çizelge 7.3. Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar ..... 281
Çizelge 7.4. Kare ve dikdörtgen temeller için minimum gömülme derinliği ..... 283
Çizelge 7.5. Sürekli temeller için minimum gömülme derinliği..... 283
Çizelge 7.6. Sığ temel için FS seçimi ..... 285
Çizelge 7.7. Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu..... 288
Çizelge 7.8. Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu..... 298
Çizelge 7.9. Sığ temel tasarımının elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı odaklı optimizasyonu ..... 318
Çizelge 7.10. Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu ..... 321
Çizelge 7.11. Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu..... 330
Çizelge 7.12. Sığ temel tasarımının güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu..... 340

**Çizelge** **Sayfa**

Çizelge 7.13. Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu ..... 348

Çizelge 7.14. Sığ temel tasarımının birim fiyat odaklı optimizasyonu ..... 357

Çizelge 7.15. Sığ temel tasarımının $k_h$ odaklı optimizasyonu ..... 364

Çizelge 7.16. Türkiye, A.B.D. ve Çin için sığ temel birim fiyatları ..... 367

Çizelge 7.17. Sığ temel tasarımının Türkiye birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 367

Çizelge 7.18. Sığ temel tasarımının A.B.D. birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 368

Çizelge 7.19. Sığ temel tasarımının Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 368

Çizelge 7.20. Sığ temel tasarımının Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı Vesic taşıma gücü ve Mayne Poulos oturma analiz yöntemine göre optimizasyonu ..... 370

Çizelge 7.21. Fore kazık tasarımının elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu ..... 374

Çizelge 7.22. Fore kazık tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 378

Çizelge 7.23. Fore kazık tasarımının elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 385

Çizelge 7.24. Fore kazık tasarımının düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu ..... 387

Çizelge 7.25. Fore kazık tasarımının birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu ..... 392

Çizelge 7.26. Fore kazık tasarımının güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 396

Çizelge 7.27. Fore kazık tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu ..... 400

Çizelge 7.28. Fore kazık tasarımının birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu ..... 403

Çizelge 8.1. Drenajlı yükleme durumunda sığ temellerin ULS için direnç faktörleri ..... 411

Çizelge 8.2. Sığ temellerin elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 413

Çizelge 8.3. Sığ temellerin elastisite modülü odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 414

**Çizelge** **Sayfa**

Çizelge 8.4. Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 416

Çizelge 8.5. Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu..... 417

Çizelge 8.6. Sığ temellerin elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 421

Çizelge 8.7. Sığ temellerin elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 422

Çizelge 8.8. Sığ temellerin düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 425

Çizelge 8.9. Sığ temellerin düşey yük odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu..... 426

Çizelge 8.10. Sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 428

Çizelge 8.11. Sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu..... 429

Çizelge 8.12. Sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 431

Çizelge 8.13. Sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu..... 432

Çizelge 8.14. Sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 433

Çizelge 8.15. Sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 434

Çizelge 8.16. Sığ temellerin birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu..... 436

Çizelge 8.17. Sığ temellerin birim fiyat odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 437

Çizelge 8.18. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 439

Çizelge 8.19. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 442

Çizelge 8.20. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin elastisite modülü

**Çizelge** **Sayfa**

odaklı deterministik optimizasyonu ..... 447

Çizelge 8.21. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 448

Çizelge 8.22. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin elastisite modülü odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 448

Çizelge 8.23. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 448

Çizelge 8.24. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 449

Çizelge 8.25. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 450

Çizelge 8.26. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 451

Çizelge 8.27. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 452

Çizelge 8.28. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 453

Çizelge 8.29. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu ..... 454

Çizelge 8.30. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 455

Çizelge 8.31. Deprem Yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 455

Çizelge 8.32. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu ..... 456

Çizelge 8.33. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 456

Çizelge 8.34. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım

**Çizelge** **Sayfa**

optimizasyonu ..... 457

Çizelge 8.35. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 457

Çizelge 8.36. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 457

Çizelge 8.37. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 458

Çizelge 8.38. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu ..... 459

Çizelge 8.39. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 459

Çizelge 8.40. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 460

Çizelge 8.41. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu ..... 460

Çizelge 8.42. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 461

Çizelge 8.43. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyat odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 462

Çizelge 8.44. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin $k_h$ odaklı deterministik optimizasyonu ..... 463

Çizelge 8.45. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin $k_h$ odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 463

Çizelge 8.46. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin $k_h$ odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 463

Çizelge 8.47. Fore kazıkların drenajlı yükleme durumunda direnç faktörleri ..... 465

Çizelge 8.48. Fore kazıkların elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 466

Çizelge 8.49. Fore kazıkların efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 469

Çizelge 8.50. Fore kazıkların elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme

**Çizelge** **Sayfa**

açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 472

Çizelge 8.51. Fore kazıkların düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 475

Çizelge 8.52. Fore kazıkların birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 477

Çizelge 8.53. Fore kazıkların izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 480

Çizelge 8.54. Fore kazıkların birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 482

Çizelge 8.55. Fore kazıkların drenajlı çekme yükleri altında direnç faktörleri ..... 484

Çizelge 8.56. Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 485

Çizelge 8.57. Fore kazıkların çekme durumunda efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 488

Çizelge 8.58. Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 492

Çizelge 8.59. Fore kazıkların çekme durumunda düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 495

Çizelge 8.60. Fore kazıkların çekme durumunda birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 499

Çizelge 8.61. Fore kazıkların çekme durumunda izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 502

Çizelge 8.62. Fore kazıkların çekme durumunda birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ..... 504

# ŞEKİLLERİN LİSTESİ

**Şekil** **Sayfa**

Şekil 2.1. SPT-N değeri üzerinde Dr ve efektif düşey gerilmenin etkisi ..... 26
Şekil 2.2. Rölatif sıkılık - SPT-N değeri ve gerilme ilişkisi ..... 26
Şekil 2.3. Birkaç kum için rölatif sıkılık - SPT-N değeri ve gerilme ilişkisi ..... 27
Şekil 2.4. Halka ve güvenlik tokmakların karşılaştırması ..... 29
Şekil 2.5. SPT - efektif düşey gerilme korelasyonlarının karşılaştırılması ..... 30
Şekil 2.6. Kumlar için SPT vuruş sayısı ile $D_r$ arasındaki ilişki üzerindeki tane boyut dağılımının etkisi ..... 31
Şekil 2.7. Kumlar için SPT vuruş sayısı üzerindeki yaşlanmanın etkisi ..... 33
Şekil 2.8. Kohezyonsuz zeminler için $q_c$ ve $D_r$ arasındaki korelasyonlar ..... 35
Şekil 2.9. $q_c/N$ değerinin ortalama tane boyu ile değişimi ..... 36
Şekil 2.10. Düzeltilmiş $q_c$ değeri ile $\phi_{tc}$'nin değişimi ..... 37
Şekil 2.11. Kohezyonsuz zeminler için $\phi_{tco}$ ve $(N_1)_{60}$ arasındaki korelasyon ..... 38
Şekil 2.12. Laboratuvar mukavemet deneylerinin arazi durumlarına uygunluğu ..... 39
Şekil 2.13. Kohezyonsuz zeminler için $\sigma_{ho}$, $q_c$ ve $D_r$ arasındaki korelasyon ..... 42
Şekil 2.14. Elastisite modülünün tanımı ..... 45
Şekil 2.15. Kum için elastisite modülünün SPT-N ile korelasyonu ..... 47
Şekil 2.16. CPT deney sonuçlarından drenajlı elastisite modülünün hesaplanması ..... 49
Şekil 2.17. Kumların PMT modülünün SPT-N değeri ile değişimi ..... 50
Şekil 2.18. Kumlu siltlerde dilatometre modülü ile SPT-N değerinin değişimi ..... 50
Şekil 2.19. Zemin özelliklerinin hesaplanmasındaki belirsizlik ..... 51
Şekil 2.20. Zeminin doğasındaki değişebilirlik ..... 53
Şekil 2.21. Düşey dalgalanma ölçeğinin hesaplanması ..... 55
Şekil 2.22. Dönüşüm modelinin olasılıksal tanımlanması ..... 59
Şekil 3.1. Taşıma gücünün genel tanımı ..... 64
Şekil 3.2. Tekil temel şekil ve boyutları ..... 65
Şekil 3.3. Taşıma gücü yenilmesi ..... 66
Şekil 3.4. Taban eğim ve zemin eğimi faktörleri ..... 75
Şekil 3.5. Eğimli ve eksantrik yükleme ..... 83
Şekil 3.6. Temel tabanı ve yerin eğimli olması durumu ..... 85

**Şekil** **Sayfa**

Şekil 3.7. YSA yapısı ..... 87

Şekil 3.8. Sığ temel taşıma gücü yöntemi için YSA başarısı ..... 96

Şekil 3.9. Sığ temellerin geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin korelasyon katsayıları ..... 97

Şekil 3.10. Taşıma gücü analizleri için üç değişik yeraltı su durumu ..... 99

Şekil 3.11. Dikdörtgen temelde eksantrik yükleme durumu ..... 100

Şekil 3.12. Dairesel temelde eksantrik yükleme durumu ..... 100

Şekil 3.13. Derin temel ve yük aktarım eğrileri ..... 103

Şekil 3.14. Fore kazık için örnek yük yerdeğiştime eğrisi ..... 104

Şekil 3.15. Nihai kazık kapasitesi için Nordlund yöntemi ..... 107

Şekil 3.16. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=25° ..... 108

Şekil 3.17. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=30° ..... 109

Şekil 3.18. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=35° ..... 109

Şekil 3.19. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=40° ..... 110

Şekil 3.20. $\delta \neq \phi$ durumunda $K_\delta$ değeri için düzeltme faktörü ..... 110

Şekil 3.21. Çeşitli tipteki kazıklar için $\delta/\phi$ ve kazık değişimi, V, arasındaki ilişki ..... 111

Şekil 3.22. $\alpha_t$ katsayısını hesaplamakta kullanılan grafik ..... 111

Şekil 3.23. Taşıma gücü faktörünün içsel sürtünme açısı ile değişimi ..... 112

Şekil 3.24. Maksimum birim kazık uç direnci ile kohezyonsuz zeminlerin içsel sürtünme açısı arasındaki ilişki ..... 112

Şekil 3.25. İçsel sürtünme açısı ile $\beta$ katsayısının ilişkisi ..... 114

Şekil 3.26. İçsel sürtünme açısı ile $N_t$ katsayısının ilişkisi ..... 114

Şekil 3.27. U.S. Army Corps Yöntemi için taşıma gücü faktörü ..... 117

Şekil 3.28. Fore kazık kapasitesi için geliştirilen YSA modelinin başarısı ..... 131

Şekil 3.29. Fore kazıkların geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin korelasyon katsayıları ..... 132

Şekil 3.30. Çekme karşısında derin temel davranışı ..... 133

Şekil 4.1. Sonlu Gibson ortamında bulunan esnek dairesel temel için etki

**Şekil** **Sayfa**

faktörleri ... 139
Şekil 4.2. Rijitlik düzeltme faktörü ... 139
Şekil 4.3. Sığ temel için oturma düzeltme faktörü ... 140
Şekil 4.4. Etki faktörünün derinlikle değişimi ... 144
Şekil 4.5. Sığ temel oturma tahmini için oluşturulan YSA modelinin regresyon katsayısı ... 159
Şekil 4.6. Sığ temellerin geleneksel oturma tahmin yöntemlerinin korelasyon katsayıları ... 160
Şekil 4.7. Farklı yüzey sürtünme dağılımları için $\alpha_s$ değerleri ... 163
Şekil 4.8. Temel ucuna elastik yük aktarımı ... 163
Şekil 4.9. Temellerin basınç ve çekme davranışı ... 166
Şekil 4.10. Temellerin çekme kuvvetleri etkisindeki hareketi için etki faktörü ... 166
Şekil 5.1. Normal olasılık dağılım ve olasılık yoğunluk fonksiyonları ... 172
Şekil 5.2. İki normal rastsal değişken için güvenilirliğin düzenlenmesi ... 174
Şekil 5.3. Log-normal ve eşdeğer rastsal değişkenler ... 177
Şekil 5.4. Yenilme olasılığının hesaplanması ... 179
Şekil 5.5. Birinci derece güvenilirlik yöntemi ... 182
Şekil 5.6. Çeşitli geleneksel inşaat tesis ve büyük yapılarının ortalama yıllık riskini gösteren F-N eğrisi ... 190
Şekil 5.7. Hong Kong Planlama Bölümünün kabul edilebilir sosyal risk klavuzu ... 191
Şekil 5.8. Hollanda hükümeti grup risk ölçütleri ... 191
Şekil 5.9. Basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarım ... 196
Şekil 5.10. Parametre uzayının bölümlenmesi ... 198
Şekil 5.11. Çeşitli yüklerin zamana göre değişimi ... 207
Şekil 5.12. Örnek binanın plan geometrisi ... 210
Şekil 5.13. Örnek bina ölü yük histogramı ... 212
Şekil 5.14. Örnek bina hareketli yük histogramı ... 212
Şekil 5.15. Örnek bina deprem yükü histogramı ... 215
Şekil 5.16. Örnek bina kar yükü histogramı ... 218
Şekil 5.17. Örnek bina rüzgar yükü histogramı ... 220

**Şekil** **Sayfa**

Şekil 5.18. D1 yaklaşımı için olasılık dağılım yaklaşımı ..... 222

Şekil 5.19. D3 yaklaşımı için olasılık dağılım yaklaşımı ..... 222

Şekil 5.20. Optimizasyon teknikleri kategorileri ..... 225

Şekil 5.21. Güvenilirliğe dayalı optimizasyon yaklaşımı ..... 231

Şekil 5.22. PMA yaklaşımı ..... 234

Şekil 5.23. PMA problemi için hızlı yaklaşım ..... 235

Şekil 5.24. RIA yaklaşımı ..... 236

Şekil 5.25. SORA yönteminin çalışma prensibi ..... 238

Şekil 5.26. Popülasyonun yapısı ..... 241

Şekil 5.27. Genetik algoritma akış şeması ..... 242

Şekil 6.1. Örnek yapıya ait $k_h$ değerlerinin histogramı ..... 258

Şekil 6.2. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, $\phi$' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 265

Şekil 6.3. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, $\phi$' = 33 - 36° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 265

Şekil 6.4. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, $\phi$' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 266

Şekil 6.5. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, $\phi$' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 266

Şekil 6.6. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, $\phi$' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 267

Şekil 6.7. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, $\phi$' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 267

Şekil 6.8. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ

**Şekil** **Sayfa**

temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 268

Şekil 6.9. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 268

Şekil 6.10. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 269

Şekil 6.11. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 269

Şekil 6.12. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 270

Şekil 6.13. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 270

Şekil 6.14. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 271

Şekil 6.15. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 271

Şekil 6.16. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 272

Şekil 6.17. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}{}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 272

**Şekil** **Sayfa**

Şekil 6.18. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 273

Şekil 6.19. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 273

Şekil 6.20. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 274

Şekil 6.21. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları ..... 274

Şekil 6.22. Sismik yük etkisindeki sığ temellerin izin verilebilir ve direnç faktörleri ile tasarımların güvenilirlik seviyelerinin karşılaştırması ..... 275

Şekil 7.1. Temel gömülme derinliği ..... 283

Şekil 7.2. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu ..... 294

Şekil 7.3. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu ..... 295

Şekil 7.4. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu ..... 295

Şekil 7.5. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu ..... 296

Şekil 7.6. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu ..... 296

Şekil 7.7. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 314

Şekil 7.8. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 315

Şekil 7.9. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 315

Şekil 7.10. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 316

Şekil 7.11. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için efektif içsel

**Şekil** **Sayfa**

sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ..... 316

Şekil 7.12. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu ... 320

Şekil 7.13. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonların karşılaştırması ..... 320

Şekil 7.14. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu ..... 327

Şekil 7.15. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu ..... 328

Şekil 7.16. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu ..... 328

Şekil 7.17. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu ..... 329

Şekil 7.18. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu ..... 329

Şekil 7.19. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu ..... 337

Şekil 7.20. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu..... 337

Şekil 7.21. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu ..... 338

Şekil 7.22. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu ..... 338

Şekil 7.23. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu ..... 339

Şekil 7.24. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu ..... 345

Şekil 7.25. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu ..... 345

Şekil 7.26. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu ..... 346

Şekil 7.27. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu ..... 346

Şekil 7.28. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu ..... 347

Şekil 7.29. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için izin

**Şekil** **Sayfa**

verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu ..... 354

Şekil 7.30. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu ..... 355

Şekil 7.31. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu ..... 355

Şekil 7.32. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu..... 356

Şekil 7.33. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu ..... 356

Şekil 7.34. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu ..... 361

Şekil 7.35. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu ..... 362

Şekil 7.36. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu ..... 362

Şekil 7.37. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu ..... 363

Şekil 7.38. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu ..... 363

Şekil 7.39. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için $k_h$ odaklı optimizasyonu ..... 366

Şekil 7.40. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonlarının maliyet karşılaştırması..... 369

Şekil 7.41. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu ..... 376

Şekil 7.42. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu..... 376

Şekil 7.43. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu ..... 377

Şekil 7.44. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu ..... 377

Şekil 7.45. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu..... 382

Şekil 7.46. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu..... 383

Şekil 7.47. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi

**Şekil** **Sayfa**

için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu ... 383

Şekil 7.48. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 384

Şekil 7.49. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonların karşılaştırması ..... 387

Şekil 7.50. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu ..... 389

Şekil 7.51. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu ..... 390

Şekil 7.52. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu..... 390

Şekil 7.53. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu ..... 391

Şekil 7.54. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu ..... 394

Şekil 7.55. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu..... 394

Şekil 7.56. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu..... 395

Şekil 7.57. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu..... 395

Şekil 7.58. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 398

Şekil 7.59. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 398

Şekil 7.60. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 399

Şekil 7.61. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu ..... 399

Şekil 7.62. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu ..... 401

Şekil 7.63. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu ..... 402

Şekil 7.64. Fore kazık tasarımının Randoplh Wroth oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik

**Şekil** **Sayfa**

optimizasyonu ..... 402

Şekil 7.65. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu ..... 403

Şekil 7.66. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu..... 405

Şekil 7.67. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu ..... 406

Şekil 7.68. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu ..... 406

Şekil 7.69. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu..... 407

Şekil 8.1. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması..... 415

Şekil 8.2. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması..... 420

Şekil 8.3. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması ..... 424

Şekil 8.4. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması ..... 424

Şekil 8.5. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması ... 427

Şekil 8.6. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması..... 430

Şekil 8.7. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması..... 433

Şekil 8.8. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması ..... 436

Şekil 8.9. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet

**Şekil** **Sayfa**

karşılaştırması ..... 438

Şekil 8.10. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının maliyet karşılaştırması ..... 441

Şekil 8.11. Sığ temellerin, $COV_{\phi}$ = %5, Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının maliyet karşılaştırması ..... 444

Şekil 8.12. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ..... 449

Şekil 8.13. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması ..... 451

Şekil 8.14. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması ..... 453

Şekil 8.15. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması ..... 454

Şekil 8.16. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması ..... 456

Şekil 8.17. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması ..... 458

Şekil 8.18. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması ..... 459

Şekil 8.19. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması ..... 460

Şekil 8.20. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması ..... 461

Şekil 8.21. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının

**Şekil** **Sayfa**

$k_h$ odaklı maliyet karşılaştırması ..... 462

Şekil 8.22. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ..... 468

Şekil 8.23. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması ..... 471

Şekil 8.24. Fore kazıkların Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması ..... 474

Şekil 8.25. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması ..... 476

Şekil 8.26. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması ..... 478

Şekil 8.27. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması ..... 479

Şekil 8.28. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması ..... 481

Şekil 8.29. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması ..... 483

Şekil 8.30. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ..... 487

Şekil 8.31. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması ..... 491

Şekil 8.32. Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü ile korele ve

**Şekil** **Sayfa**

korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması ..... 495

Şekil 8.33. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması ..... 498

Şekil 8.34. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması ..... 500

Şekil 8.35. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması ..... 501

Şekil 8.36. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması..... 504

Şekil 8.37. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması..... 505

# SİMGELER VE KISALTMALAR

Bu çalışmada kullanılmış bazı simgeler ve kısaltmalar, açıklamaları ile birlikte aşağıda sunulmuştur.

| **Simgeler** | **Açıklama** |
|---|---|
| $\beta$ | Güvenilirlik indeksi |
| $\tau$ | Kayma gerilmesi, kPa |
| $\eta$ | Öğrenme oranı |
| $\nu$ | Poisson oranı, birimsiz |
| $\Delta\beta$ | Hedef güvenilirlik indeksinden ortalama sapma |
| $\varphi(.)$ | Standart normal olasılık yoğunluk fonksiyonu |
| $\phi'$ | Efektif içsel sürtünme açısı, ° |
| $\sigma'_{h0}$ | Yatay efektif gerilme, kPa |
| $\sigma'_{v0}$ | Düşey efektif gerilme, kPa |
| $\sigma'_{zD}$ | Zemin yüzeyinden D derinliğinde düşey efektif gerilme, kPa |
| $\Phi^{-1}(.)$ | Standart normal dağılım için kümülatif olasılık fonksiyonunun tersi |
| $\rho_c$ | Konsolidasyon oturması |
| $\zeta_{cd}, \zeta_{qd}, \zeta_{\gamma d}$ | Derinlik faktörleri |
| $\Psi_{CE}^{ULS}$ | Sismik direnç faktörü |
| $\zeta_{ci}, \zeta_{qi}, \zeta_{\gamma i}$ | Yük eğim faktörleri |
| $\zeta_{cs}, \zeta_{qs}, \zeta_{\gamma}$ | Şekil faktörleri |
| $\Psi_c^{ULS}$ | Direnç faktörü |
| $\gamma$ | Birim hacim ağırlık, kN/m$^3$ |
| $\gamma'$ | Efektif birim hacim ağırlık, kN/m$^3$ |
| $\gamma_d$ | Kuıru birim hacim ağırlık, kN/m$^3$ |
| $\gamma_{dmaks}$ | En sıkı durumda kuru birim hacim ağırlık |
| $\gamma_{dmin}$ | En gevşek durumda kuru birim hacim ağırlık |

| Simgeler | Açıklama |
|---|---|
| $\rho_e$ | Elastik (ani) oturma |
| $\delta_{footing}$ | Oturma, mm |
| $\varepsilon_h$ | Yatay normal birim şekil değiştirme |
| $\delta_{maks}$ | İzin verilen maksimum oturma |
| $(N_1)_{60}$ | 1 atmosfer basıncına göre doğrulanmış $N_{60}$ değeri, |
| $\gamma_{sat}$ | Doygun birim hacim ağırlık, $kN/m^3$ |
| $\rho_t$ | Toplam oturma |
| $\gamma_{total}$ | Toplam birim hacim ağırlık, $kN/m^3$ |
| $\Psi_{up}^{ULS}$ | Direnç faktörü |
| $\varepsilon_v$ | Düşey normal birim şekil değiştirme |
| $\gamma_w$ | Suyun birim hacim ağırlığı |
| $A(T_1)$ | Spektral ivme katsayısı |
| $A_0$ | Etkin yer ivme katsayısı |
| $A_f$ | Temel etki alanı |
| $A_v$ $A_a$ | Spectral ivmelere benzeşen sismik katsayılar |
| **B** | Temel genişliği veya çapı, m |
| **B'** | Eşdeğer çap, m |
| **c** | Kohezyon, kPa |
| **c'** | Efektif kohezyon, kPa |
| $c_a$ | Taban adhezyonu |
| $C_B$ | Sondaj çapı düzeltme faktörü |
| $C_D$ | Derinlik düzeltme faktörü |
| $C_e$ | Açığa çıkma faktörü |
| $C_{ER}$ | Enerji oranı düzeltme faktörü |
| $C_N$ | Efektif düşey gerilme düzeltme faktörü |
| $COV_{\phi'}$ | Efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı |
| $COV_G$ | Kayma modülü varyans katsayısı |
| $COV_{k0}$ | Yatay gerilme varyans katsayısı |
| $COV_{kh}$ | Yatay yükün düşey yüke oranı varyans katsayısı |
| $COV_Q$ | Q'nun varyans katsayısı |

| Simgeler | Açıklama |
|---|---|
| $C_P$, $C_A$, $C_{OCR}$ | SPT düzeltme faktörleri |
| $C_q$ | Efektif düşey gerilme korelasyon faktörü, birimsiz |
| $C_R$ | Tij uzunluğu için düzeltme faktörü |
| $C_S$ | Numune alıcı düzeltme faktörü |
| $C_s$ | Sismik tepki katsayısı |
| $C_t$ | Termal faktör |
| $C_u$ | Uniformluk katsayısı |
| $C_W$ | yer altı su seviyesi düzeltme faktörü |
| **D** | Temel derinliği, m |
| $D_{50}$ | Ortalama tane çapı |
| $D_{60}/D_{10}$ | Uniformluk katsayısı |
| $d_c$, $d_q$, $d_\gamma$ | Derinlik faktörleri, birimsiz |
| $D_{maks}$ | Maksimum tane çapı |
| $D_{min}$ | Minimum tane çapı |
| $D_{ort}$ | Ortalama ölü yük değeri |
| $D_r$ | Rölatif sıkılık |
| **e** | Boşluk oranı |
| $E_0$ | Temel tabanın hemen altındaki zeminin elastik modülü, |
| $E_{fdn}$ | Temelin elastisite modülü, |
| $e_{maks}$ | En sıkı durumda boşluk oranı |
| $E_{maks}$ | Ortalama maksimum deprem yükü değeri |
| $e_{min}$ | En gevşek durumda boşluk oranı |
| $E_s$ | Elastisite modülü, |
| **F** | Temele etkiyen yük |
| $F_{50}$ | 50 yıllık periyod içerisinde temele gelen toplam yük |
| $F_D$ | Tasarım ölü yükü |
| $F_E$ | Tasarım deprem yükü |
| $F_L$ | Tasarım hareketli yükü |
| $f_l$ | Kum tabaka kalınlığı için düzeltme faktörü, birimsiz |
| $f_s$ | Şekil düzeltme faktörü, birimsiz |

| Simgeler | Açıklama |
|---|---|
| $f_t$ | Zaman düzeltme faktörü, birimsiz |
| $F_v$, $F_a$ | Yerel zemin koşullarına karşılık gelen saha zemin faktörleri |
| $G$ | Kayma modülü |
| $g_c, g_q, g_\gamma$ | Yer eğim faktörleri, birimsiz |
| $H_n$ | Bina yüksekliği |
| $H_s$ | Temelin altındaki granüler tabaka kalınlığı, m |
| $I$ | Bina önem katsayısı |
| $I_c$ | Zeminin sıkışabilirlik indeksi, $MPa^{-1}$ |
| $I_E$ | Oturma düzeltme faktörü |
| $I_F$ | Rijitlik düzeltme faktörü |
| $I_G$ | Yerdeğiştirme etki faktörü |
| $I_r$ | Rijitlik indeksi, birimsiz |
| $I_{rc}$ | Kritik rijitlik indeksi, birimsiz |
| $I_{rr}$ | Azaltılmış rijitlik indeksi, birimsiz |
| $i_c, i_q, i_\gamma$ | Yük eğim faktörleri, birimsiz |
| $k$ | Orantılılık katsayısı |
| $K_0$ | Zemin yatay gerilme katsayısı |
| $k_D$ | Ölü yük orantılılık sabiti |
| $k_E$ | Derinlikle elastik modüldeki artım oranı, birimsiz |
| $k_E$ | Deprem yükü orantılılık sabiti |
| $k_h$ | Yatay yükün düşey yüke oranı |
| $k_L$ | Haraketli yük orantılılık sabiti |
| $K_z$ | Hız basıncını etkitme katsayısı |
| $K_{zt}$ | Topografik faktör |
| $L$ | Temel uzunluğu, m |
| $L_{maks}$ | Ortalama maksimum hareketli yük değeri |
| $m_\phi$, | Ortalama efektif içsel sürtünme açısı |
| $m_G$ | Ortalama kayma modülü |
| $m_{kh}$ | Ortalama yatay yükün düşey yüke oranı |
| $m_Q$ | Q'nun ortalaması |

| Simgeler | Açıklama |
|---|---|
| **N'** | Düzeltilmiş standart penetrasyon değeri |
| **$N_{60}$** | Ortalama %60 enerji oranı için arazi yöntemlerine göre düzeltilmiş N değeri |
| **$N_c$, $N_q$, $N_\gamma$** | Taşıma gücü faktörleri, birimsiz |
| **$N_{cE}$, $N_{qE}$, $N_{\gamma E}$** | Sismik taşıma gücü faktörleri, birimsiz |
| **P** | Performans fonksiyonu |
| **$p_a$** | Atmosfer basıncı, 101.3 kN/$m^2$ |
| **$p_f$** | Yenilme olasılığı |
| **$p_g$** | Yer kar yükü |
| **$p_t$** | Hedef yenilme olasılığı |
| **$p_z$** | Tasarım basıncı |
| **$q_c$** | CPT uç direnci |
| **$Q_{cn}$** | Nominal net taşıma gücü |
| **$Q^D_{cn}$** | Ölü yük için ayrılmış nominal taşıma gücü kapasitesi |
| **$Q^E_{cn}$** | Deprem yükü için ayrılmış nominal taşıma gücü kapasitesi |
| **$Q^L_{cn}$** | Hareketli yük için ayrılmış nominal taşıma gücü kapasitesi |
| **$q_{net}$** | Net taşıma gücü |
| **$Q_{su}$** | Kazık yüzey kapasitesi |
| **$Q_{tc}$** | Brüt taşıma gücü |
| **$Q_{tu}$** | Kazık uç kapasitesi |
| **$q_{ult}$** | Nihai taşıma gücü |
| **$q_z$** | Hız basıncı |
| **R** | Korelasyon katsayısı |
| **$R^2$** | Belirleme katsayısı |
| **$R_a(T_1)$** | Deprem yükü azaltma katsayısı |
| **$S(T_1)$** | Spektrum katsayısı |
| **$s_c$, $s_q$, $s_\gamma$** | Şekil faktörleri, birimsiz |
| **SPT-N** | SPT-N değeri |
| **$s_Q$** | Q'nun standart sapması |
| **t** | Temel kalınlığı, m |

| Simgeler | Açıklama |
|---|---|
| $T_1$ | Binanın birinci doğal titreşim periyodu |
| $U_D$ | Temel tabanındaki boşluk suyu basıncı |
| $V$ | Düşey yük |
| $V_t$ | Toplam eşdeğer deprem yükü |
| $W_f$ | Temel ağırlığı |
| $w_n$ | Doğal su içeriği |
| $z_I$ | Etki derinliği, m |

| Kısaltmalar | Açıklama |
|---|---|
| **ACI** | Amerikan beton enstitüsü |
| **AFOSM** | Birinci derece ileri güvenilirlik yöntemi |
| **ASD** | Güvenlik gerilmeleriyle tasarım |
| **BB** | Burland Burbidge |
| **BPFFNN** | İleri beslemeli yapay sinir ağı |
| **COV** | Varyans (değişim) katsayısı |
| **CPT** | Koni penetrasyon testi |
| **DMT** | Dilatometre testi |
| **DO** | Deterministik optimizasyon |
| **FastPMA** | Hızlı performans ölçüm yaklaşımı |
| **FORM** | Birinci derece güvenilirlik yöntemi |
| **FS** | Güvenlik katsayısı |
| **GA** | Genetik algoritma |
| **GABRO** | Genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyon |
| **HL-RF** | Hasofer Lind – Rackwitz - Fiessler |
| **KKT** | Karush Kuhn Tucker |
| **LRFD** | Yük ve dayanım katsayıları ile tasarım |
| **MAE** | Ortalama mutlak hata |
| **MCMC** | Altküme Markov Zinciri Monte Carlo |
| **MCS** | Monte Carlo benzetim |
| **MP** | Mayne Poulos |

| Kısaltmalar | Açıklama |
|---|---|
| **MPFP** | En olası yenilme noktası |
| **MPTP** | Minimum performans hedef noktası |
| **OCR** | Aşırı konsolidasyon oranı |
| **PB** | Peck Bazaraa |
| **PDF** | Olasılık yoğunluk fonksiyonu |
| **PMA** | Performans ölçüm yaklaşımı |
| **PMT** | Pressiyometre testi |
| **RBD** | Güvenilirliğe dayalı tasarım |
| **RBDO** | Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu |
| **RIA** | Güvenilirlik indeks yaklaşımı |
| **RMSE** | Hata karelerinin ortalamasının karekökü |
| **RSM** | Tepki yüzey yöntemi |
| **SAP** | Ayrışmış yaklaşım programlaması |
| **SFA** | Güvenlik faktör yaklaşımı |
| **SLS** | Hizmet verebilirlik sınır durumu |
| **SLSV** | Tek döngü tek vektör |
| **SOM** | Kendinden düzenlenen haritalar |
| **SORA** | Ardışık optimizasyon ve güvenilirlik düzenlemesi |
| **SPT** | Standart penetrasyon testi |
| **SPT-N** | Standart penetrasyon testi N değeri |
| **TAM** | Geleneksel yaklaşım yöntemi |
| **TL** | Türk Lirası |
| **ULS** | Nihai sınır durum |
| **USD** | A.B.D. Doları |
| **YASS** | Yer altı su seviyesi |
| **YSA** | Yapay sinir ağları |

# 1. GİRİŞ

Geoteknik mühendisliğinin konu aldığı zemin ve kaya birçok belirsizliği içeren malzemelerdir. Ekonomik kısıtlamaların olmadığı bir ortamda teorik olarak sınırsız sayıda sondaj yapıp, deneyler yardımıyla zeminin geoteknik özellikleri tam kesinlikte belirlenebilir. Var olan yöntemlerle yapı temellerinin taşıma gücü ve oturması en iyi şekilde tahmin edilmeye çalışılabilir. Ne var ki gerçekte sınırlı sayıda saha araştırması ve laboratuvar deneyi yapılmaktadır. Yapılan deneylerden elde edilen parametrelerde çeşitli nedenlerden kaynaklanan hatalar bulunmaktadır. Bunun yanısıra temeller için geliştirilmiş olan taşıma gücü ve oturma tahmin yöntemleri de bünyesinde belirli bir miktar hatayı barındırmaktadır.

Geoteknik tasarımın temel amacı yapının ömrü boyunca gerekli sistem performansını sağlamasıdır. Genellikle yenilme, aşırı oturma vb. gibi istenmeyen performans sonuçları tasarlanan yapının ekonomik kısıtlarının doğal bir getirisi olarak karşımıza çıkmaktadır. Tasarımcı, istenmeyen performans ve ekonomi arasında kabul edilebilir bir güven aralığında denge kurmak zorundadır. Bu durumda kabul edilebilir güven seviyesinin nasıl ölçüleceği ve belirlenebileceği sorusu akla gelmektedir. Tasarımcı sistem performansını etkileyen yük ve malzeme dayanımları, sınırlı sayıda deney, ölçüm hataları, tasarım eşitliklerindeki ampirik ve idealizasyonlar, kötü denetlenen ve yapılan inşaat, yapının fonksiyonun değişmesi, tasarımda hesaba katılmamış yükler, öngörülemeyen saha koşulları gibi faktörleri düşünerek bu dengeyi sağlamaya çalışır.

Geleneksel tasarım yaklaşımında tasarımcı tarafından yukarıda belirtilen faktörlerin ayrı ayrı ve detaylıca değerlendirilmesi mümkün değildir. Sistem performansını etkileyen bu faktörlerin tamamının genel yaklaşım olarak tek bir güvenlik faktörü (FS) adı altında uygulanması öngörülmektedir. Güvenlik faktörü isminin belirttiği üzere tek bir rakamdan oluşmaz. Tasarım sisteminin verilerine göre değişir. Fakat geçmişte kazanılan tecrübelerin kullanılmasında etkili bir yöntem değildir. Güvenlik faktörü, tasarım modeli ve parametre belirsizlikleri arasında ayrım yapmamaktadır.

Ayrıca yeni tasarım senaryoları için var olan verilerden güvenlik faktörünün nasıl belirleneceği açık değildir.

Olasılıksal yaklaşım ile analiz, deterministik yaklaşımda kullanılan güvenlik faktörü yerine, belirsizliklerin sistematik olarak incelenmesini içerir. Sel, rüzgar, kar, deprem ve çarpma gibi rastgele olayların büyüklüğü ve zamanı yükleme belirsizliklerini oluşturur. Geoteknik parametrelerde ortalama olarak kullanılan değerler zeminin doğasındaki değişebilirlikten dolayı mesafe ile artıp azalabilir. Test hatalarından ve sınırlı sayıda gerçekleştirilen deneylerden dolayı zemin özelliklerinin hesaplanmasında belirsizlik bulunabilir. Bunlar parametre değerlerindeki belirsizliklerdir. Ayrıca analitik modeller içerilerinde karışık problemlerin matematiksel basitleştirmelerini içerdiğinden belirsizlikler içerir. Bu belirsizlik tasarımda kullanılan verilerin istatistiksel olarak incelenmesi ve yorumlanması ile etkitilir. Her bir parametrenin belirsizliği kendi değerinde etkitilerek deterministik yaklaşıma göre çok daha hassas bir tasarım sağlanmış olur.

Mühendislik tasarımlarının güvenliğinin yanı sıra ekonomik olması beklenir. Sistem performansını kabul edilebilir güven içerisinde sağlayan tasarım değişkenlerinin ekonomik kısıtlar altında minimum maliyet fonksiyonlarını sağlaması optimizasyon olarak isimlendirilir. Optimizasyonun sağlanması, problemin türüne göre karmaşık fonksiyonların iteratif çözümünü gerektirebilir. Genellikle problemlerin karmaşık bağıntılar barındırması ve hesaplama güçlükleri gibi nedenlerden nihai tasarım ekonomik olarak optimize edilmemektedir. Deterministik optimizasyona dayalı tasarım güvenlik faktörü kullanarak tasarım değişkenlerinin seçilmesini sağlar. Fakat güvenlik katsayısının güvenilirliğin nihai teminatı olmayacağı göz önüne alındığında, farklı bir yaklaşıma ihtiyaç olduğu açıktır. Bir tasarım probleminin istenilen güvenilirliği sağlayacak minimum maliyetteki tasarım değişkenleri ile donatılması güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu işaret eder. Ne var ki güvenilirlik analizi ve optimizasyon ayrı ayrı irdelenirken bile çözümleri matematiksel zorluklar içerir. Güvenilirlik analizinde çeşitli istatistiksel dağılımlar ve problemin karmaşık yapısı çoğu zaman analitik çözümlerin bulunmadığına işaret edebilmektedir. Optimizasyon ise kısıtlamaların olduğu, doğrusal olmayan, gradyan vektörünün

analitik olarak belirlenemediği problemlerde çok daha zordur. Güvenilirlik ve optimizasyonun aynı anda irdelendiği güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu, parametrelerin istatistiksel dağılımlar ve özellikleriyle kısıtlandığı durumlarda günümüz araştırmacıları tarafından tam olarak çözülememiş olup, yeni yaklaşımlarla çözüm yöntemleri geliştirilmeye çalışılmaktadır.

Tez Çalışmasının Amacı

Giriş bölümünde belirtilen konular göz önüne alınarak bu tez çalışmasının amacı kohezyonsuz zeminler üzerindeki sığ temeller ve fore kazıklar için:

- Geoteknik analiz parametrelerin tanımlanması, birbirleriyle ilişkilerinin irdelenmesi ve güvenilirlik analizini yapmak için literatürde var olan verilerin toplanması,
- Taşıma gücü ve oturma analiz yöntemlerinin irdelenmesi, MATLAB ortamında program yazılması, literatürde kullanılan geleneksel yaklaşımlardan daha iyi sonuç verebilen yapay sinir ağları yaklaşımlarının geliştirilmesi ve bu geliştirilen yöntemlerin analizlerde kullanılmasının sağlanması,
- Temellerin deterministik ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun MATLAB ortamında programlanması
- Sığ temellerin deprem yükleri etkisinde taşıma gücünün irdelenmesi, güvenilirliğe dayalı tasarım yaklaşımı ile parametrik çalışma gerçekleştirilerek istenilen hedef güvenilirlik indeksi için yük ve dayanım katsayılarının oluşturulması,
- Sığ temel ve fore kazıkların basınç yükleri altında taşıma gücü, oturma ve tasarım sınır değişkenleri için deterministik tasarım altında ekonomik olarak optimizasyonlarının ve tasarımda kullanılan parametrelere göre hassasiyet analizlerinin gerçekleştirilmesi,
- Sığ temel ve fore kazıkların basınç yükleri etkisinde yük ve dayanım katsayıları kullanılarak güvenirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının,

tasarım parametreleri için hassasiyet analizlerinin gerçekleştirilmesi ve deterministik optimizasyon sonuçları ile karşılaştırması,

- Fore kazıkların çekme yükleri altında güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu,
- Sığ temeller için genetik algoritma kullanarak deprem ve düşey yükler altında güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının, bulunan sonuçların yük ve dayanım katsayıları ile elde edilen güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları ile karşılaştırmasının yapılmasıdır.

Konu İle İlgili Daha Önce Yapılan Çalışmalar

Belirsizliklerin bulunduğu yerde mutlak güvenilirliğe ulaşmak mümkün değildir [Phoon, 2004]. Olasılık teorisi, yenilme olasılığını ortaya çıkararak tasarım yapmayı sağlayan bir yaklaşımdır. Yapıların klasik güvenilirlik teorisi Freudenthal (1947) ve Pugsley (1955) tarafından sunulan etkileyici yayınlardan sonra daha çok bilinir hale gelmiştir. Cornell (1969) basitleştirilmiş olasılıksal tasarım için güvenilirlik indeksini kullanan ilk çalışmayı sunmuştur. Cornell belirsiz değişkenlerin birinci moment ve varyans gibi ikinci moment terimlerini kullanarak rastsal değişkenler için Gauss (normal) dağılıma uyarlamış ve hesaplama yapmıştır. Hasofer ve Lind (1974) matematiksel olarak standart Gauss uzayında limit denge fonksiyonunun orijine en yakın noktasının güvenilirlik indeksinin ölçüsü olduğunu geometrik olarak ortaya koymuş ve kanıtlamıştır. Zamana göre değişmeyen güvenilirlik problemlerini çözmek için Rackwitz ve Fiessler (1978) tarafından teorik bir gelişim daha sağlanarak güvenilirlik indeksini bulmak için rastsal değişken sayısında kısıtlama olmaksızın hesaplamayı sağlayan pratik ve etkili bir çözüm geliştirmiştir. Hasofer ve Lind (1974) tarafından geliştirilen güvenilirlik yönteminin Gauss dağılımında olmayan ve korele rastsal değişkenler için genelleştirmeleri, Birinci Derece Güvenilirlik Yöntemi (FORM) olarak isimlendirilir. Ellingwood ve ark. (1980) basitleştirilmiş olasılıksal tasarıma FORM'u yapı mühendisliğinde uygulayan muhtemelen ilk araştırmacılardır [Phoon, 2004].

Geoteknik mühendisliğinde konu ile ilgili ilk çalışma Hansen (1965) tarafından temel tasarımı için nihai ve servis limit durumu için ayrı ayrı kontrol önerilerek gerçekleştirilmiştir. USACE (1999) birinci derece ikinci moment güvenilirlik yöntemi dahilinde Taylor serisi ve nokta hesaplama yöntemlerinde doğrusal olmayan performans fonksiyonunun değişmezlik eksikliklerinin olduğunu belirtmektedir. Aynı eser geoteknik problemin kapalı fonksiyonları ve karışıklığı gibi sebeplerle Hasofer-Lind (1974) yönteminin kullanılamadığı durumlar olduğunu belirtmiştir. Low ve Tang (1997a, 1997b) yaptıkları çalışmalarda Hasofer-Lind yönteminin hesaplama zorluklarını aşarak birinci derece güvenlik yöntemine geometrik çözüm önermişlerdir ve Low ve Tang (2004) çalışması ile normal olmayan dağılımlar ve karışık performans fonksiyonları için gelişmiş hesaplama kolaylığı sağlamışlardır. Geliştirdikleri yöntem Hasofer Lind güvenilirlik indeksinin eliptik olarak kısıtlı optimizasyon ile Microsoft Excel'de çözümünü gerçekleştirmektedir. Geliştirdikleri güvenilirlik indeksi belirleme yöntemi başarılı bir şekilde sığ temellere [Low ve Tang, 1997], kaya şevlerine [Low, 2007; Low, 2008] şev stabilitesi problemlerine [Low, 2003; Low ve ark., 2007; Low, 2010], yanal yük altındaki kazığın deformasyon problemine [Low ve Teh, 1999], dolgulara [Low ve Tang, 2001], istinad duvarlarına [Low ve Tang, 2005; Low ve ark., 2010] ve tünellere [Li ve Low, 2010] uygulanmıştır.

Güvenirliğe dayalı tasarım konusunda geoteknik mühendisliğinde birçok uygulama bulunduğundan bu tezin çalışma konusu olan temellerin güvenirliği ile ilgili literatürde yapılan belli başlı çalışmalar ele alınacaktır.

Bauer ve Pula (2000) tepki yüzeyi yöntemini ve ikinci derece güvenilirlik yöntemini sığ temellerin izin verilebilir oturmasını hesaplamak için kullanmışlardır. Young modülü ve Poisson oranı rastsal değişken olarak alınarak sığ temelin oturmasının güvenilirliğini hesaplamışlardır.

Cherubini'nin (2000) çalışmasında efektif kohezyon ve sürtünme açısındaki korelasyon katsayısı ve düşey dalgalanma ölçeğinin etkileri göz önüne alarak sığ temellerin güvenilirliği incelenmiştir. Efektif kohezyon ve içsel sürtünme açısı

arasında negatif korelasyon ve dalgalanma ölçeği en düşük iken yüksek güvenilirlik indeksi değerlerine ulaşıldığı belirtmişlerdir.

Honjo ve ark. (2000) deprem kuvvetini belirsiz alarak yük ve dayanıma belirsizliklerin etkitilmesiyle tipik bir binanın sığ temelinin güvenirliğe dayalı tasarımı gerçekleştirmiştir. 50 yılda olabilecek maksimum deprem büyüklüğünü göz önüne alarak birinci derece güvenilirlik yöntemiyle yapılan analiz sonuçlarında güvenirlik indeksinin 2.0 ile 3.5 arasında değiştiğini saptamışlardır.

Kulhawy ve ark. (1995) Elektrik Enerjisi Araştırma Enstitüsü (EPRI) himayesinde iletim hattı yapı temelleri için güvenilirliğe dayalı tasarım çalışmaları yapmışlardır. Zemin parametrelerindeki belirsizlikleri ve yükleme belirsizliklerini irdelemişlerdir. Sığ temellerin çekme yükleri etkisindeki hareketi ve fore kazıkların drenajsız yüklemede basınç, yanal moment yüklemesi, çekme yükleri etkisinde hareketi için güvenilirliğe dayalı tasarım geliştirilmesi yaklaşımını ele almışlardır. Hedef güvenilirlik indeksini ULS için 3.2, SLS için 2.6 alarak yük ve dayanım katsayıları ile tasarım ve çoklu direnç katsayıları ile tasarım olmak üzere iki yöntem kullanarak birincil derece güvenilirlik yöntemi ile elde edilen güvenilirlik seviyesini bulmaya çalışmışlardır.

Tandjiria ve ark. (2000) yanal yüklü kazıkların güvenilirliğini bulmak için tepki yüzeyi yöntemini uygulamışlardır. Kazık ve zemini modellemek için kiriş elemanları ve yaylar kullanarak kazık başının yerdeğiştirmesi ve maksimum eğilme momentini performans kriteri olarak değerlendirmişlerdir. Monte Carlo yöntemi ile tepki yüzeyi yöntemininin sonuçlarını karşılaştırmışlardır.

Zhang ve ark. (2001) kazıkların grup verimliliğini göz önünde bulundurarak eksenel yüklenmiş kazık grubunun güvenilirliğini hesaplamak için bir yöntem sunmuşlardır. Grup etkisinin güvenilirlik üzerindeki payının büyük olduğunu saptamışlardır. Bu etkiyi hesaplamak için istatistiksel analizler gerçekleştirmişlerdir. Kazık grubu yük testlerini bir veritabanında toplayarak yorumlamışlardır. Kazık grubunun hesaplanan yenilme olasılığının tek bir kazığın yenilme olasılığına göre bir ile dört defa daha

küçük olduğunu belirlemişlerdir. Hedef yenilme olasılığı için ise kazık, kazık grubu ve kazık sisteminde farklı değerler bulunması gerektiğini saptamışlardır. Zhang (2004) diğer bir çalışmasında kazık kapasitesinin olasılık dağılımını geliştirmek için kazık yükleme deney sonuçlarını kullanmıştır.

Zekkos ve ark. (2004) literatürdeki standart penetrasyon deneyi verilerini kullanarak zemin dayanım parametrelerindeki belirsizlikleri ve değişebilirlikleri istatistiksel olarak saptamışlardır. Sığ temelin güvenirliğini standart penetrasyon deneyinden elde ettikleri veriler yardımıyla çalışmışlardır.

Fenton ve ark. (2005) zemini üç boyutlu rastsal ortam olarak modelleyerek aşırı oturma ve farklı oturma durumları için sığ temellerin güvenirliğini çalışmışlardır. Monte Carlo benzetim yöntemi ile zeminin elastisite modülünün lognormal dağılım gösterdiği kabülü ile olasılık teorisine dayanan çözüm ile sonlu elemanlar yönteminden bulunan sonuçları karşılaştırmışlardır.

Babu ve ark. (2006) kil zemine ait koni penetrasyon testinden elde edilen uç direncini kullanarak rastgele alan teorisi ve ortalama, varyans, otomatik korelasyon fonksiyonu gibi istatistiksel parametreler yardımıyla şerit sığ temelin güvenirliliği incelemişlerdir.

Foye ve ark. (2006) yük ve dayanım katsayıları ile temel tasarımı geliştirme konusunu ele almışlardır. Tasarım parametrelerindeki belirsizliklerini tanımlamak için olasılık yoğunluk fonksiyonlarını, olasılık yoğunluk fonksiyonlarını seçmek için ise istatistiksel verileri kullanmışlardır.

Larkin (2006) sismik yüklemeye maruz kalan sığ temelin güvenilirliğini çalışmıştır. Yapının spektral ivmesi ve temel zeminindeki kayma dayanımı değişkenlerini kullanarak ortak olasılık yoğunluk fonksiyonunu şekillendirmişlerdir. Olasılıksal sismik tehlike analizi ile bulunabilecek olan deprem yükleme durumuna ulaşmayı amaçlamıştır. Eurocode 7 tavsiyelerini kullanarak egzantrik ve eğimli yükleme durumlarında performans fonksiyonunu oluşturmuştur.

Akbaş ve Kulhawy (2009) kohezyonsuz zeminlerdeki temellerin farklı oturmalarını yük ve kapasitedeki belirsizlikleri dikkate alarak olasılıksal yöntem ile ele almışlardır. Zeminin doğasındaki değişebilirliği rastgele alan teorisi ile tanımlamışlardır. Literatürde bulunan tasarım parametrelerini izin verilebilir farklı oturma durumu için sınır değerleri ile karşılaştırmışlardır. Servis denge durumu için güvenirliğe dayalı tasarım eşitliklerini geliştirmişlerdir. Servis denge durumunu kontrol eden etkenlerin izin verilebilir açısal çarpılma, saha değişebilirliği ve temel aralığı olduğunu belirtilerek birçok tasarım durumunda önerilen deformasyon faktörü olan "1" değerinin muhafazakar olmadığını belirlemişlerdir.

Most ve Knabe (2010) istatistiksel yöntemlerle zemin özelliklerinin değişimlerini Taylor serisi açılımı ile hesaplayarak, sığ temellerin taşıma gücünü çalışmışlardır. Taylor serisini birinci derece güvenilirlik yöntemi için uygulamışlardır.

Toh ve ark. (2011) doygun zemin üzerine oturan sığ temellerin deprem durumundaki yükleme durumunda güvenirliğini belirlemek için çalışmışlardır. Zeminlerin rijitliği ve drenajsız kayma dayanımının doğal değişebilirliği yedi farklı deprem kayıtı dikkate alınarak sığ temeller üzerinde değerlendirilmiştir.

Wang ve Kulhawy (2008) kohezyonsuz zeminler üzerindeki dikdörtgen kesitli sığ temellerin düşey yük altında tek bir taşıma gücü ve elastik oturma yöntemiyle yalnızca bir yük için ekonomik tasarım optimizasyonunu yapmışlardır. Kazı, kalıp, donatı, beton ve dolgudan oluşan kalemlerin maliyetlerini A.B.D. ve Çin birim fiyatları göz önünde bulundurarak dikkate alan çalışmalarında Young modulünü ve efektif sürtünme açılarını değiştirerek hassasiyet çalışmasını MS Excel ortamında gerçekleştirmişlerdir.

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (RBDO) maliyet ile güvenirlik arasındaki en iyi uzlaşmayı bulmaktan oluşur. Giriş verisinin doğasında olan belirsizliklerden dolayı bu durum daha karışık hale gelir. RBDO formülasyonunda anahtar kısıt önemli ölçüde hesaplama gerektiren ve klasik problemin etkinliğini,

doğruluğunu ve stabilitesini ortaya koyan olasılıksal kısıttır. Günümüzde de birçok pratik mühendislik probleminin önünde engel olan sayısal zorlukların üstesinden gelmek için geçmiş yıllarda birçok çalışma yapılmıştır. RBDO için bu çalışmalar iki aşamalı, tek döngülü ve ayrışmış yaklaşım olmak üzere üç kategoride incelenebilir.

Nikolaidis ve Burdisso (1988) rastsal değişkenlerin sayısal ortalamasının birinci derece Taylor serisi ile açılımı yönteminin sakıncalarını RBDO için ortaya koymuşlardır. Hasofer ve Lind'in (1974) geliştirdiği güvenilirlik analizi yöntemini, en olası yenilme noktası (MPFP) olarak bilinen yerde limit denge fonksiyonunu genişletmek için iterasyon veya benzetim yöntemlerini uygulamışlardır. Bu yöntemde ortaya çıkan yüksek hesaplama maliyetini karşılamak için birçok yaklaşım yapılmıştır. Reddy ve ark. (1994) ileri ikincil moment yöntemine dayanan basitleştirilmiş emniyet indeksini önermişlerdir. Weiji ve Li (1994) güvenilirlik indeksini doğrusallaştırmışlar ve kafes sistemlerin güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu çözmek için doğrusal programlama kullanmışlardır. Grandhi ve Wang (1998) iki noktası birinci derece gradyanlar oluşturulan limit durum fonksiyonunun, iki noktalı uyarlamalı doğrusal olmayan yaklaşımla yer değiştirmesini önermişlerdir. Böylelikle güvenilirlik analizi hızlandırılarak emniyet indeksi doğrusal olmayan sayısal örneklerle hesaplanmıştır.

Gasser ve Schueller (1997) limit durum fonksiyonuna tepki yüzeyi ile yaklaşan ve etkili güvenilirlik analizine izin veren çifte yöntemi tanıştırmıştır. Bunun ötesinde, yenilme olasılığına tasarım değişkenleri açısından interpolasyon fonksiyonları ile yaklaşılmıştır. Bu durum, optimizasyon işlemlerinin güvenilirlik analizlerinden ayrılmasına izin verir. Güvenilirlik ölçümüne açık fonksiyonla yaklaşılırken, optimizasyon problemi herhangi bir algoritma uygulanarak çözülebilir. Böylece içte yer alan güvenilirlik analizi döngüsü sonlu elemanlar analizi gibi kapalı fonksiyon şeklinde ifade edilip hızlandırılabilir. Buna rağmen yöntemin orta sayıda tasarım değişkeni ve rastsal değişkene sahip olması durumunda bile hesaplama yükünün yüksek olduğu aynı çalışmada vurgulanmıştır. Çünkü limit dengenin doğrusal olmamasından ve hesaplanacak tepki yüzeyi terimlerinden kaynaklanan hatalar yüksektir. Güvenilirlik indeks yaklaşımı (RIA) kullanan iki aşamalı RBD

optimizasyonunun ana sakıncası sistemi çözmek için gerekli olan sayısal işlem yüküdür. Sayısal uygulamalar güvenilirlik kısıtlarını hesaplamanın zorluğu sebebiyle klasik RBDO'nun yavaş yakınsadığını ya da yakınsama için başarısız olduğunu göstermiştir. Bu zorlukları aşmak için Tu ve ark. (1999) performans ölçüm yaklaşımını (PMA) ortaya koymuşlardır. Hedef güvenilirlik yüzeyi üzerinde minimum performans noktasıyla ilgilenen ters güvenilirlik problemini çözerek, olasılık ölçüsünü performans ölçeğine çevirmişlerdir. Bu nokta minimum performans hedef noktası (MPTP) olarak adlandırılır. Yaklaşımın ana fikri, karışık amaç fonksiyonunu basit kısıt altında optimize etmenin, basit amaç fonksiyonunu karışık kısıt altında optimize etmekten çok daha kolay olmasına dayanır.

Tek döngülü veya ayrıştırılmış güvenilirlik analizlerine dayanan yöntemlerle etkili RBDO formülasyonu geliştirmeye odaklanılmıştır. Her ikisinde de güvenilirlik kısıtları yerine eşdeğer optimum şartını kullanarak optimizasyon döngüsünde güvenilirlik analizi yapmaktan kaçınılır [Aoues ve Chateauneuf, 2010]. Madsen ve Hansen (1991) klasik RBDO'nun güvenilirlik kısıtlarını birinci derece güvenilirlik yönteminin (FORM) Karush-Kuhn-Tucker (KKT) optimum şartları ile değiştirerek bu konudaki ilk çalışmayı yapmışlardır. Böylece tasarım ve rastsal uzayda paralel yakınsamaya ulaşılabilir. Böylelikle hesaplama yükünden tasarruf edilebilir. Ne var ki, konu umut verici olmasına rağmen yazarlar toplam hesaplama yükünü azaltamamışlardır. Kuschel ve Rackwitz (1997) maliyet kısıtları altında güvenilirliği maksimum yapma problemini formülize etmişler ve yaklaşımı zamana bağlı güvenilirlik analizine uyarlamışlardır [Kuschel ve Rackwitz, 2000]. Kirjner-Neto ve ark. (1998) her güvenilirlik kısıtının sonsuz sayıda deterministik limit dengeye dönüştürüldüğü yaklaşık tasarım değişkenleri sıralamasını RBDO problemi olarak yeniden formülize etmişlerdir. Problem çözümünü yarı-sonsuz programlama (SIP) ile yapmışlardır. Kharmanda ve ark. (2002) FORM probleminin amaç fonksiyonu ile yapısal maliyeti çarparak melez optimizasyon uzayındaki tasarım ve rastsal değişkenleri şekillendirmişlerdir. Chen ve ark. (1997) limit dengenin ölçülebilir yaklaşımına dayanan tek döngü tek vektör (SLSV) yöntemini ortaya koymuşlardır. Ters güvenilirlik analizinden başka MPTP, hedef güvenilirlik indeksi ve limit denge türevi açısından verilmiştir. Böylelikle RBDO problemi deterministik probleme

çevrilmiştir. Liang ve ark. (2004), Chen ve ark. (1997)'nın çalıştığı içeriği tek döngülü yaklaşımı (SLA) geliştirmek için kullanmışlardır. Sistem güvenilirlik gereklerini bu yaklaşımın içerisine koyarak çalışma yapmışlardır [Liang ve ark., 2007]. Kaymaz ve Marti (2007) elasto-plastik yapıları optimize etmek için kullanılan tekli düzey yaklaşımına dayanan özel formulasyon geliştirmişlerdir. Tekli düzey yaklaşımı karışık formülasyon ve çok sayıda değişken gerektirmektedir. Shan ve Wang (2008) güvenilir tasarım uzayına dayanan yeni bir yaklaşım ortaya koymuştur. Yöntemde RBDO, güvenilir tasarım uzayı ile kısıtlanmış basit deterministik problem haline gelmiştir.

Optimizasyon işlemlerinden güvenilirlik analizini ayırmak için, ayrışmış teknikler geliştirilmiştir. Bu tekniklerde optimizasyon döngüsünün içinde güvenilirlik analizi yapılmaz. Royset ve ark. (2001) birinci derece yaklaşımla parametrelendirilen yenilme olasılığı kısıtlarını göz önüne alarak SIP (Kirjner-Net ve ark., 1998) tekniğiyle ayrışmış yöntemi kullanmışlardır. Wu ve Wang (1998) güvenilirlik kısıtlarının eşdeğer deterministik kısıtlara çevrildiği güvenlik faktörü yaklaşımını (SFA) çalışmışlardır. Qu ve Haftka (2004) güvenilirlik gereklerini deterministik optimizasyonla bağdaştırmak için aynı içerikte olasılık yeterlik faktörünü (PSF) duyurmuşlardır. Du ve Chen (2004) ayrıştırılmış yöntemlerin en umut vaat edenlerinden birisi olan ardışık optimizasyon ve güvenilirlik düzenlemesi (SORA) yöntemini ortaya koymuşlardır. SORA'nın esas fikri RBDO problemini deterministik optimizasyon ve güvenilirlik döngüleri silsilelerine dönüştürmektir. Diğer bir deyişle geleneksel RBDO'da bulunan güvenilirlik kısıtları, minimum performans hedef noktası (MPTP) ile ilişkili deterministik fonksiyonlarla yerdeğiştirir. Sınırlara uymayan deterministik kısıtlar bir önceki döngüde bulunan güvenilirliğin mümkün olan alanına kaydırılır. MPTP deterministik optimizasyonun her yakınsamasında ters güvenilirlik problemi yardımıyla kontrol edilir ve güncellenir. Bu yolla tasarım her çevrimden çevrime yakınsama olana kadar güçlendirilir. SORA ve SFA hesaplamasal açıdan benzerdir fakat uygulamaları farklıdır [Yang ve Gu, 2004]. Yakın zamanda RBDO'nun alt problemi olarak formüle edilen ayrışmış yaklaşım programlaması (SAP), Cheng ve ark. (2006) tarafından ortaya konulmuştur. Güvenilirlik kısıtları tasarım noktasında birinci derece Taylor serisi ile yer değiştirir

ve yaklaşık güvenilirlik indeksi güvenilirlik optimum şartlarından gelen yineleme formülünden bulunur. Çünkü RBDO problemi yaklaşık alt problemler sıralamasına dönüştürülmüştür. Bu yaklaşımda optimum tasarım, her alt program basamağında güçlendirilir. Aynı yazarlar optimum koşulların MPFP yerine MPTP ile düzenlendiği PMA ile sıralı yaklaşık programlamayı formülize etmişlerdir [Yi ve ark., 2008]. SAP ardışık yaklaşım olarak sınıflandırılabilir. Çünkü güvenilirlik kısıtları birinci derece Taylor serisi açılımı ile yer değiştirmiştir. Ching ve Hsu (2008) alt küme benzetim tekniğine dayanan limit denge faktörü ve nominal limit durum olarak adlandırdıkları yöntemle güvenilirlik kısıtlarını deterministik kısıtlara dönüştürmüşlerdir. Zou ve Mahadevan (2006) sistem güvenilirliğinin RBDO formülasyonu içerisinde tanımlandığı etkili benzetim işlemine dayanan ayrışmış yaklaşımı sunmuşlardır. Chan ve ark. (2007) tarafından geliştirilen diğer bir yaklaşımda ise doğrusal olmayan RBDO problemi deterministik doğrusal programlar silsilesine dönüştürülmüştür.

Yang ve Gu (2004) tek döngü tek değişken (SLSV) uygulaması, [Chen ve ark., 1997] geleneksel yaklaşım yöntemi (TAM) [Torng ve Yang, 1993], güvenlik faktör yaklaşımı (SFA) [Wu ve Wang, 1998] ve SORA [Du ve Chen, 2004] gibi ayrışmış yöntemleri tartışmıştır. Aoues ve Chateauneuf (2010) RBDO yöntemlerinin performans sıralaması ile ilgili bir çalışma yapmışlardır.

RBDO'nun inşaat ve geoteknik mühendisliğindeki uygulamaları ise şöyle özetlenebilir:

Gasser ve Schueller (1997) deniz yapısı gibi doğrusal olmayan bir yapı sisteminin denge durum fonksiyonunu matematiksel olarak ifade ederek, güvenilirlik analizini optimizasyon işleminden ayrı olarak gerçekleştirmişlerdir. Denge durum fonksiyonuna tepki yüzeyi ile yaklaşmış ve bu yöntemde sonlu elemanları kullanmışlardır. Yenilme olasılığını Monte Carlo benzetimiyle bulmuşlardır. Kuschel ve Rackwitz (1997) birinci derece güvenilirlik yöntemine dayanan iki özel formülasyonu kullanarak kolon optimizasyonunu istenilen güvenlik indeksi seviyesinde yapmışlardır. Antonio (2001) kirişle güçlendirilmiş kompozit kabuk yapılarının doğrusal olmayan geometrik davranışının güvenilirliğe dayalı tasarım

optimizasyonunu olasılıksal gerilme, yerdeğiştirme ve burkulma kısıtları altında Lind-Hasofer ikinci derece ikinci moment yaklaşımıyla gerçekleştirmişlertir. Thampan ve Krishnamoorthy (2001), 10 ve 25 çubuklu kafes sistemin eleman boyutlarının genetik algoritma tabanlı güvenilirliğe dayalı optimizasyonunu yapmışlardır. Lee ve ark. (2002) olasılıksal kısıtları belirlemek için güvenilirlik indeksi tabanlı ve hedef performans tabanlı yaklaşımlar kullanılarak konsol kiriş, üç çubuklu kafes sistem ve on çubuklu kafes sistemin optimizasyonunu yapmışlardır. Hedef performans tabanlı yaklaşımın güvenilirlik indeksi yaklaşıma göre daha iyi sonuç verdiğini belirlemişlerdir. Barakat ve ark. (2003, 2004) öngermeli betonarme kirişin Amerikan Beton Enstitüsü (ACI) Standardı tarafından belirlenen davranış ve kısıtları altında, yükleme, malzeme özellikleri ve öngerme kuvvetini rastsal değişken alarak maliyete göre güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu yapmışlardır. RBDO sonuçlarına göre geometrik boyutları belirlemişlerdir. Negrao ve Simoes (2004), asma bir köprünün en az gerilme, yerdeğiştirme ve en düşük maliyet amaç fonksiyonu için güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu ele almışlardır. Yapısal analiz için sonlu elemanları kullanmışlardır. Youn ve Choi (2004) iki çubuklu çerçeve sistemin elemanların boyu, yüksekliği ve kalınlığını RIA ve PMA teknikleriyle optimize etmişlerdir. Rastsal değişkenlerin dağılımlarına göre RIA tekniğinin, PMA tekniğine göre doğrusal olmayan problemlerde daha zor yakınsadığını belirlemişlerdir. Papadrakakis ve ark. (2005) çelik yapıların güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda yapay sinir ağlarını zaman alıcı olan Monte Carlo benzetim yöntemine uyarlamışlardır. Altı katlı uzay çatısı ve 39 çubuklu kafesi ele alarak elastisite modülü, izin verilebilir gerilme, yükleme ve çubuk boyutlarındaki belirsizlikler altında minimum ağırlığa sahip sistem elemanlarının bulunmasını hedeflenmiştir. Kaymaz (2007) dikdörtgen kesite sahip konsol kirişin tepki yüzeyi yöntemi (RSM) ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yapmıştır. Bu yöntemde olasılıksal kısıt, basit polinom fonksiyonu ile yer değiştirerek hesaplama zamanından tasarruf sağlanmıştır. Karadeniz ve ark. (2009) deniz kulelerinin şiddetli dalga yükleri altında güvenilirliğe dayalı tasarımını yapısal analiz, optimizasyon ve güvenilirlik analiz programları yardımıyla yapmışlardır. Örnek olarak ele aldıkları üç ayaklı kulenin kritik gerilme, burkulma ve doğal periyot güvenlik kısıtları altında yapının optimum boyutlarını bulmuşlardır.

Barakat ve ark. (1999) yanal yüklü kazıkların güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu problemini ele almışlardır. Kazığın boyu, çapı, akma mukavemeti, elastisite modülü, uygulanan yanal yük, moment, zemin kohezyonu, birim hacim ağırlığı, içsel sürtünme açısı rastsal değişken olarak alınarak moment, kesme gerilmesi ve kazık başı deplasmanlarına göre güvenilirlik kısıtlarını belirlemişler ve maliyete göre optimizasyon yapmışlardır. Babu ve Basha (2006) betonarme donatılı konsol istinad duvarının güvenilirliğe dayalı tasarımını ileri birinci derece güvenilirlik yöntemi ile gerçekleştirmişlerdir, istinad duvarın dönmesi, kayması, eksantrisitesi, taşıma gücü, taban kesme ve moment yenilmesini güvenilirlik kısıtları olarak belirlemişlerdir. 3.0 ve 3.2 olan hedef güvenilirlik indeksleri için 5, 10 ve 15 değişim katsayılarında konsol istinad duvarının optimum boyutlarını belirlemişlerdir. Basha ve Babu (2007) Hasofer Lind ve Rackwitz-Fiessler (HL-RF) tarafından geliştirilen ileri birinci derece güvenilirlik yöntemini (AFOSM) donatılı istinad duvarlarının yenilme olasılığının belirlenmesinde kullanmışlardır. Zemin, beton, çelik ve duvar boyutları rastsal değişken alınarak hedef güvenilirlik indeksine göre doğrusal olmayan kısıtlı optimizasyon tekniğiyle istinad duvarının optimum boyutlarını belirlemişlerdir. Babu ve Basha (2008a) konsol palplanş perdesinde ters güvenilirlik yöntemi kullanarak derinlik ve kesit modülünü bulmak için bir yaklaşım tanımlamışlardır. Çelik palplanşın derinlik ve kesit modülü istenilen güvenilirlik seviyesine ulaşmak için, ters birinci derece güvenilirlik yöntemi ile hesaplanmıştır. Konsol palplanş duvarın güvenilirliği üzerindeki belirsizliklerin etkisi için duyarlılık analizi gerçekleştirmişlerdir. Analizde dolgu zemin özellikleri, yer altı su seviyesi, çeliğin akma mukavemeti ve çelik kazığın kesit modülü rastsal değişken alarak değerlendirilmiştir. Palplanşın dönme ve bükülme yenilme durumları için iki limit durum göz önüne alınmıştır. Bu yaklaşım kullanılarak dolgu zeminin içsel sürtünme açısının farklı değişim katsayıları için güvenilirliğe dayalı tasarım abakları geliştirilmiştir. Seri ve paralel sistemler açısından sistem güvenilirlik yaklaşımını irdelemişlerdir.

Babu ve Basha (2008b) konsol betonarme istinad duvarın güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu ele almışlardır. Konsol istinad duvarının yenilme olasılığına tasarım parametrelerindeki belirsizliğinin etkilerini hesaplamak için

çalışma yapmışlardır. Analizde, dolgu ve temel zemini, istinad duvarının betonarme ve geometrik özellikleri rastsal değişken olarak modellenmiştir. Dolgu zemininin içsel sürtünme açısının farklı varyans (değişim) katsayısı (COV) değerlerinde, 3.0 - 3.2 arasında değişen hedef güvenilirlik indeksi için güvenilirliğe dayalı tasarım abakları geliştirmişlerdir. Sonuçta literatürde bulunun istinad duvarı özelliklerinden daha az kesit alana sahip optimize edilmiş boyutların bulunduğu karşılaştırmalı çalışmayı sunmuşlardır. Basha ve Babu (2008c) kum zemindeki ankrajlı konsol palplanş perdenin stabilitesini güvenilirlik analizi ile araştırmışlardır. Birinci derece güvenilirlik yöntemi kullanılarak hedef stabilite ters optimizasyon problemi olarak ele alınmıştır. Palplanş perdenin stabilitesini etkileyen parametrelerin etkisini araştırmak için duyarlılık analizi gerçekleştirmişlerdir. Dolgu zemin özellikleri, zemin çelik palplanş yüzeyi sürtünme açısı, yer altı su seviyesi, gömülme derinliği, çeliğin akma dayanımı, çeliğin kesit modülü, ankraj çekme kuvveti rastsal değişken olarak ele alınmıştır. Palplanş sistem çeşitli yenilme modları için modellenmiştir. Penetrasyon derinliği, ankraj çekme kuvveti ve kesit modülü çeşitli hedef güvenilirlik indisleri kullanılarak dönme yenilmesi, kayma yenilme modu, bükülme yenilme durumlarının limit dengeleri için hesaplanıp sonuçlar literatürde var olan parametrelerle karşılaştırılmıştır. Basha ve Babu (2009) sismik yükler altında çekme mukavemetinin hesaplanmasında ve yenilmesine karşı dinamik (psödo-statik) yaklaşımla donatılı zeminin iç stabilitesini irdelemişler ve yenilme olasılığının belirlenmesinde güvenilirlik analizini uygulamışlardır. Hedef güvenilirlik yaklaşımı kullanılarak içsel sürtünme açısı ve varyans katsayısının tasarımda önemli görev üstlendiğini belirlemişlerdir. Basha and Babu (2010a) köprü temellerinin deprem yüklerine maruz kalması durumunda güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu çalışmışlardır. Köprü temellerinin sismik analizindeki belirsizliklerin etkisini değerlendirerek; sismik aktif toprak basıncının hesaplanması için düzlem yenilme yüzeyi psödo-statik limit denge yöntemiyle göz önüne alınmıştır. Dolgu zemin ve temelin özellikleri rastsal değişken olarak modellenmiştir. Hedef sistem güvenilirlik indisleri ile üç yenilme modunun stabilitesini sağlamak için gerekli optimum temel boyutları bulunmuştur. Basha ve Babu (2010b) geosentetik donatılı zemin duvarların sismik analizinde belirsizliklerin etkisini araştırmışlardır. Limit denge yöntemi ve kayan kama yenilme mekanizması kabulü ile deprem yükleri altında hedef

güvenilirliğe dayalı yaklaşım kullanılarak kayma, taşıma ve eksantrik yenilme durumlarının yenilme olasılığı hesaplanmıştır. Donatılı dolgu, dolgu, zemin, geosentetik donatı, yatay sismik ivme ve sürşarj yükü rastsal değişken olarak değerlendirilmiştir. Yenilme modları için hedef güvenilirlik yaklaşımına göre belirlenen optimum donatı boyu belirlenmiştir. Sonuçlar birinci derece güvenilirlik yöntemi ve Monte Carlo benzetim yönteminden elde edilen değerler ile karşılaştırılmıştır.

Literatür araştırması bu çalışmanın önemini aşağıdaki noktalarda göstermiştir:

Basha ve Babu (2007; 2008; 2009) güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ile istinad duvarı, palplanş, köprü ayakları konularını çalışmış olmalarına rağmen sığ ve derin temelleri hedefleyen araştırmaları bulunmamaktadır. Bu çalışma ile sığ ve derin temellerin güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yapılarak literatüre katkı sağlanması hedeflenmiştir. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda kullandıkları çözüm yöntemi ise gradyanların sonlu farklarla hesaplanmasını gerektirmektedir. Sonlu farklar ile sayısal olarak hesaplanan gradyan değerleri, analitik olarak saptanan değerlere göre farklı olabilmektedir. RBDO konusunda diğer bir çalışma Wang (2009) tarafından sığ temelin çekme yükleri etkisinde yük ve dayanım katsayıları kullanarak güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu yapmıştır. Wang (2009) araştırmasında sadece çekme yükleri etkisindeki sığ temeli konu almıştır. Oysa sığ temellerin basınç, deprem yükleri ile derin temellerin basınç yükleri etkisindeki RBDO çalışmaları yapılmamıştır. Çalışmada kullanılan yöntem güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu iki ayrı aşamada gerçekleştirmektedir. İlk aşamada istenilen hedef güvenilirlik indeksi için güvenilirliğe dayalı tasarım yapılarak direnç faktörleri hesaplanmaktadır. İkinci aşamada direnç faktörleri kullanılarak tasarım ve optimizasyon işlemi yapılmaktadır. Bu yöntemde hedef güvenilirlik indeksinin değişmesi durumunda yeniden direnç faktörlerinin belirlenmesi ve optimizasyon yapılması gerekir. Takdir edileceği üzere hedef güvenilirlik indeksi değerinin değişmesi yöntemi pratik olmaktan uzaklaştırmaktadır. Diğer taraftan direnç faktörlerinde, ortalama hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerlerine paralel olarak bir miktar hata vardır. Bu yüzden yük dayanım

katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu bünyesinde bir miktar hata barındırmaktadır.

Bu çalışma kapsamında sonlu farklar kullanımını gerektiren bir RBDO yöntemi seçilmemiştir. Genetik algoritma gibi stokastik olarak optimizasyon yapan bir yöntem kullanılmıştır. Böylelikle sonlu farklar uygulamasından kaynaklanan hatalar ortadan kaldırılmıştır. Genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu, güvenilirlik hesaplarında Monte Carlo benzetimi veya Birinci Derece Güvenilirlik Yöntemi (FORM) gibi istenilen yöntemin seçilmesine olanak verir. Diğer taraftan yük dayanım katsayılarıyla RBDO ve deterministik optimizasyon çalışmaları ise tasarımlar arasında maliyetleri karşılaştırma imkanı sunmuştur. Ayrıca bu çalışmada elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman, birim fiyat yılı ve yatay yükün düşey yüke oranının aldığı değer aralıklarında geniş kapsamlı bir hassasiyet çalışması yapıldığından tasarımlarda dikkatle ele alınması gereken parametreler saptanmıştır.

Tez Çalışmasının Kapsamı

Tez çalışması dokuz bölüm başlığı altında toplanmıştır. Her bölümün içeriği aşağıda kısaca anlatılmıştır.

Birinci bölümde tez çalışmasının amacı ve kapsamı tanımlanmıştır. Güvenilirlik ve optimizasyon konularında literatür araştırması çok yönlü ve kapsamlı olarak tartışılmıştır. Literatürde temel mühendisliği ile ilgili güvenilirlik ve optimizasyon konularında yapılan çalışmalar özetlenmiştir.

İkinci bölümde birim hacim ağırlık, rölatif sıkılık, standart penetrasyon testi (SPT), koni penetrasyon testi (CPT), efektif içsel sürtünme açısı, arazi deneylerinin efektif içsel sürtünme açısı ile korelasyonları, aşırı konsolidasyon oranı, elastik zemin parametreleri, Poisson oranı, drenajlı zemin modülünden oluşan geoteknik analiz parametrelerinin tanımları yapılarak ilgili hesaplama yöntemlerine değinilmiştir. Sığ

temel ve fore kazıkların tasarımında kullanılan parametrelerin aldığı değerler için literatür araştırması yapılmıştır. Efektif içsel sürtünme açısı, SPT-N ve CPT-qc değerleri arasındaki ilişkiler verilmiştir.

Üçüncü bölümde sığ temellerin taşıma gücü, Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve ark. (1986) yöntemleri ile ele alınmıştır. Yapay sinir ağları (YSA) ile sığ temelin taşıma gücü tahmini için bir model geliştirilmiştir. Kohezyonsuz zemindeki fore kazıkların taşıma kapasitesini hesaplamak için Nordlund, efektif gerilme ve Kulhawy yöntemleri gözden geçirilmiştir. YSA ile kazık taşıma kapasitesini tahmin çalışması yapılmıştır.

Dördüncü bölümde sığ temellerin oturma tahmininde kullanılan Terzaghi ve Peck, Schmertmann, Burland ve Burbidge, Mayne ve Poulos yöntemleri, fore kazıklar için Kulhawy, Randolph, Wroth ve çekme kuvvetleri etkisinde deplasmanı inceleyen Kulhawy yöntemleri irdelenmiştir. Sığ temellerin oturmasını tahmin etmek için geniş bir veritabanı kullanılarak YSA ile çalışma yapılmıştır.

Beşinci bölümde yenilme olasılığı, güvenilirlik indeksi tanımları yapılarak, matematiksel olarak kapalı çözümle ifade edilebildiğinden normal ve lognormal rastsal değişkenlerle başarısızlık olasılığının hesaplanması anlatılmıştır. Güvenilirlik indeksini hesaplama yöntemlerinden birinci derece güvenilirlik ve Monte Carlo benzetim yöntemlerine değinilmiştir. Sığ temel ve fore kazıkların hedef yenilme olasılığı literatürden araştırılarak belirlenmiştir. Ölü, hareketli, deprem, rüzgar ve kar yükü istatistiksel yükleme olarak incelenmiştir. Güvenilirlik hesaplarında direnci oluşturan zemin parametreleri, bünyelerindeki değişebilirlik ile irdelenmiştir. Yine bu bölümde optimizasyon tanımlanarak MATLAB ortamında kullanımı ve kısıtlamaları anlatılmıştır. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (RBDO) için performans ölçümü, hızlı performans ölçümü, güvenilirlik indeksi, hızlı güvenilirlik indeksi, çift, tek döngülü, ayrışmış ve genetik algoritmayla çözüm yöntemlerine değinilmiştir. Genetik algoritmanın temel kavramları verilerek çalışma mekanizması özetlenmiştir.

Altıncı bölümde deprem kuvvetleri etkisinde sığ temellerin taşıma gücünün değişimi araştırılarak, yönetmeliğe göre yapıya gelecek deprem kuvveti ile yapının düşey yükü arasında parametrik bir çalışma yapılmıştır. Yük ve dayanım tarafındaki belirsizlikler tanımlandıktan sonra güvenilirliğe dayalı tasarım için parametrik çalışma gerçekleştirilerek tasarımdaki değişkenlerin güvenilirlik indeksindeki payı belirlenmiştir. Kalibrasyon için basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarım formatı kullanılarak deprem kuvvetleri etkisinde sığ temel tasarım hesaplamalarına uygulanması gereken direnç faktörleri belirlenmiştir.

Yedinci bölümde sığ temel ve fore kazık tasarımındaki kazı, kalıp, beton, donatı çeliği ve dolgu maliyetlerinin temel tasarım parametreleri ile ilişkisi belirlenerek, maliyet kalemlerine karşılık gelen birim fiyatlar seçilmiştir. Sığ temeller için Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve ark. (1986), YSA taşıma gücü ve Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann, YSA oturma analiz yöntemleri; fore kazıklar için Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve ark. (1986), YSA taşıma gücü ve Kulhawy ve ark. (1986), Randoplh Wroth oturma analiz yöntemleri MATLAB yazılımında programlanarak optimizasyondaki sınır kısıtlamaları düzenlenmiştir. Deterministik optimizasyona dayalı tasarım sonuçları elastisite modülü, efektif içsel üsrtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman ve birim fiyat odaklı olarak irdelenmiştir.

Sekizinci bölümde sığ temel ve fore kazıkların güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için maliyet fonksiyonları oluşturulmuştur. Sığ temellerin düşey yük ve deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yük ve dayanım katsayıları ve genetik algoritma olmak üzere iki yöntemle hesaplanmıştır. Fore kazıkların basınç ve çekme yükleri altında güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yük ve dayanım katsayıları yöntemiyle geometrik (sınır) ve tasarım kısıtlamaları dikkate alınarak yapılmıştır. Elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman ve birim fiyat odaklı hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Sığ temel

ve fore kazıklar için deterministik optimizasyona dayalı tasarım ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonun sonuçları karşılaştırılmıştır.

Dokuzuncu bölümde bulunan sonuçlar üzerinde tartışma yapılarak bu çalışma sonrasında hangi konuların ele alınabileceği üzerinde durulmuştur.

Ekler bölümünde ise kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları, deprem yükleri etkisinde kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda örnek güvenilirliğe dayalı tasarım hesaplaması, optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları, analizleri ile sığ temel ve fore kazıkların optimizasyon sonuçları Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic, efektif gerime, Nordlund taşıma gücü ve Peck Bazaraa, Schmertmann oturma analiz yöntemleri için karşılaştırmalı grafikleri verilmiştir.

# 2. GEOTEKNİK ANALİZ PARAMETRELERİNİN BELİRLENMESİ

Zemin, karışık, doğrusal olmayan davranışları olabilen bir malzemedir. Zeminin fiziksel ve indeks özellikleri, yer altı su seviyesi değişimi, gerilme geçmişi gibi çevresel etkenlerden dolayı zamana ve yere göre değişebilir. Temellerin güvenilirliğe dayalı tasarımının yapılabilmesi için tasarım zemin özellikleri değişebilirliğinin istatistiksel olarak belirlenmesi gerekir. Tasarımda kullanılacak geoteknik parametrelerinin istatistiksel değerleri (ortalama, standart sapma veya varyans, dağılım) bilinmeden güvenilirliğe dayalı tasarımdan bahsedilemez. Bu bölümde kohezyonsuz zeminlerin bu tez çalışmasında kullanılan geoteknik özellikleri tanımlanarak, literatür araştırması sonucunda ortalama, varyans katsayısı gibi istatistiksel değerleri, ampirik laboratuvar ve saha deneyleri ile korelasyonları özetlenecektir.

## 2.1. Kohezyonsuz Zeminlerin Temel İndeks Özellikleri

### 2.1.1. Birim hacim ağırlık

Kohezyonsuz zeminlerin temel indeks özelliklerinden birisi birim hacim ağırlıktır. Birim hacim ağırlık ($\gamma$), birim hacimdeki zemin ağırlığı olarak tanımlanır. Kuru ($\gamma_d$) ve toplam birim hacim ağırlık ($\gamma_{total}$) arasındaki ilişki şöyledir:

$$\gamma_{total} = (1 + w_n)\gamma_d \tag{2.1}$$

Burada $w_n$ = doğal su içeriğidir. Çeşitli zeminler için tipik kuru birim hacim ağırlık, doygun birim hacim ağırlık ($\gamma_{sat}$) ve ortalama tane çapı ($D_{50}$) değerleri Çizelge 2.1'de sunulmuştur. Genel zemin türü bilgisinin var olduğu, fakat tane boyut dağılımı bilgisinin bulunmadığı durumda $D_{50}$ değeri ön hesaplama için kullanılabilir. $D_{50}$ parametresi düzeltilmemiş SPT-N değeri ile CPT uç direnci ($q_c$) değerleri arasındaki korelasyonların hesaplanmasında kullanılan önemli bir geoteknik parametredir.

Çizelge 2.1. Zemin tipik birim hacim ağırlıkları [Kulhawy ve Mayne, 1990]

| Zemin Türü | Partikül boyu (mm) | | | Uniform-luk katsayısı | Boşluk oranı | | $D_{50}$ (mm) | Düzeltilmiş Birim Hacim Ağırlık | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | | | Kuru, $\gamma_d/\gamma_w$ | | Doygun, $\gamma_{sat}/\gamma_w$ | |
| | $D_{maks}$ | $D_{min}$ | $D_{10}$ | $D_{60}/D_{10}$ | $e_{maks}$ | $e_{min}$ | | Min. | Maks. | Min. | Maks. |
| Eşdeğer küreler (teorik) | - | - | - | 1 | 0.92 | 0.35 | - | - | - | - | - |
| Uniform standart Ottowa kumu | 0.84 | 0.59 | 0.67 | 1.1 | 0.8 | 0.5 | 0.7 | 1.47 | 1.76 | 1.49 | 2.1 |
| Temiz uniform kum | - | - | - | 1.2-2.0 | 1 | 0.4 | - | 1.33 | 1.89 | 1.35 | 2.18 |
| Uniform, organik olmayan kum | 0.05 | 0.005 | 0.012 | 1.2-2.0 | 1.1 | 0.4 | 0.016 | 1.28 | 1.89 | 1.3 | 2.18 |
| İyi derecelenmiş siltli kum | 2 | 0.005 | 0.02 | 5-10 | 0.9 | 0.3 | 0.17 | 1.39 | 2.04 | 1.41 | 2.28 |
| İyi derecelenmiş temiz ince-kalın kum | 2.00 | 0.05 | 0.09 | 4-6 | 0.95 | 0.20 | 0.70 | 1.36 | 2.21 | 1.38 | 2.37 |
| İyi derecelenmiş mikalı kum | - | - | - | - | 1.20 | 0.40 | - | 1.22 | 1.92 | 1.23 | 2.21 |
| İyi derecelenmiş siltli kum ve çakıl | 100.0 | 0.01 | 0.02 | 15-300 | 0.85 | 0.14 | 0.53 | 1.43 | 2.34 | 1.44 | 2.48 |
| Siltli veya kumlu kil | 2.00 | 0.00 | 0.00 | 10-30 | 1.80 | 0.25 | 0.02 | 0.96 | 2.16 | 1.60 | 2.36 |
| Siltli kil | 250.0 | 0.00 | - | - | 1.00 | 0.20 | - | 1.35 | 2.24 | 1.84 | 2.42 |
| İyi derecelenmiş çakıl, kum, silt, kil | 250.0 | 0.00 | 0.00 | 25-1000 | 0.70 | 0.13 | - | 1.60 | 2.37 | 2.00 | 2.50 |

Chen (2004) kohezyonsuz zeminlerin kuru birim hacim ağırlıklarını arazi ve laboratuvar verileri ile kontrol etmiştir. Bu çalışma sonucunda ortaya çıkan kuru birim hacim ağırlığın standart sapma ve varyans katsayısı değerleri Çizelge 2.2'de verilmiştir. Buradan görüleceği üzere bilinmezlik açısından birim hacim ağırlık diğer geoteknik parametrelere göre oldukça doğru hesaplanabilmektedir [Akbaş, 2007].

Çizelge 2.2. Çeşitli kohezyonsuz zeminler için arazi kuru birim hacim ağırlık istatistikleri [Chen, 2004]

| Zemin Türü | Ortalama, $\gamma_d$ ($kN/m^3$) | Standart Sapma | Varyans katsayısı, COV (%) |
|---|---|---|---|
| Son jeolojik zamana ait uniform kum (ince - iri) | 14.0 | 0.9 | 6.3 |
| İlk kuvaterner kum | 17.0 | 0.2 | 1.4 |
| Aralıklı elenmiş çakıllı kum | 17.8 | 0.6 | 3.1 |
| Kuvaterner kumlu çakıl | 19.1 | 0.9 | 4.5 |
| Kaba çakıl | 20.8 | 1.2 | 6 |
| Killi çakıl ve kaba çakıl | 18.2 | 1.3 | 6.9 |
| Volkanik kum | 10.3 | 1.6 | 15.4 |

### 2.1.2. Rölatif sıkılık

Kohezyonsuz zeminler için rölatif sıkılık ($D_r$) standart laboratuvar yöntemleriyle (ASTM D4253, 1989; ASTM D4254, 1989) belirlenen en gevşek ve en sıkı durumlar arasındaki sıkışabilirlik derecesidir. Genellikle rölatif sıkılık boşluk oranı veya kuru birim hacim ağırlık cinsinden aşağıdaki eşitliklerle ifade edilir:

$$D_r = \frac{e_{maks} - e}{e_{maks} - e_{min}} \tag{2.2}$$

$$D_r = \frac{\gamma_{dmaks}}{\gamma_d}\left(\frac{\gamma_d - \gamma_{dmin}}{\gamma_{dmaks} - \gamma_{dmin}}\right) \tag{2.3}$$

Burada e = boşluk oranı, $e_{maks}$ = en sıkı durumda boşluk oranı, $e_{min}$ = en gevşek durumda boşluk oranı, $\gamma_d$ = kuru birim hacim ağırlık, $\gamma_{dmaks}$ = en sıkı durumda kuru birim hacim ağırlık, $\gamma_{dmin}$ = en gevşek durumda kuru birim hacim ağırlıktır.

Rölatif sıkılık kohezyonsuz zeminlerin göreceli davranışını tanımlamada kullanışlı bir parametredir. Standart adlandırma Çizelge 2.3'de verilmiştir. "a" kolonunun A.B.D.'de kullanımı daha yaygındır. Artan $D_r$ genellikle artan mukavemet ve düşük sıkışabilirlik anlamına gelir.

Çizelge 2.3. Kohezyonsuz zeminlerin rölatif sıkılıkları (a: [Lambe ve Whitman, 1969]; b: [Meyerhof, 1956])

| Rölatif Sıkılık | $D_r$ (%) | |
|---|---|---|
| | a | b |
| Çok gevşek | 0-15 | 0-20 |
| Gevşek | 15-35 | 20-40 |
| Orta sıkı | 35-65 | 40-60 |
| Sıkı | 65-85 | 60-80 |
| Çok sıkı | 85-100 | 80-100 |

Örselenmemiş numune almanın zorluğu yüzünden $D_r$'nin doğrudan ölçümü zordur. Ayrıca boşluk oranının bulunmasında kullanılan $e_{min}$ ve $e_{maks}$ parametrelerinin hesaplanmasında laboratuvar ortamında hatalar yapılabilmektedir. Bu nedenlerle $D_r$ genellikle arazi deneylerine dayalı korelasyonlardan elde edilir [Kulhawy ve Mayne, 1990]. $D_r$ sadece indeks parametresi olarak düşünülmelidir ve ince tane yüzdesi 15'den az olan kohezyonsuz zeminlere uygulanabilir.

## 2.2. Kohezyonsuz Zeminlerin Rölatif Sıkılığı ve Rölatif Sıkılığın Arazi Deneyleri ile Korelasyonları

Kohezyonsuz zeminlerin rölatif sıkılığını arazide hesaplamak için standart penetrasyon testi (SPT) N değeri ve koni penetrasyon testi (CPT) koni uç direnci ($q_c$)

yaygın olarak kullanılmaktadır. $D_r$ ile SPT-N veya CPT $q_c$ arasındaki korelasyonlar penetrasyon deneylerini etkileyen faktör ve yorumlamaktaki farklılıklardan kaynaklanmaktadır [Kulhawy ve Mayne, 1990]. Rölatif sıkılığın SPT ve CPT sonuçları kullanılarak hesabı güncellemeye açık bir işlemdir. Yeni ve daha büyük veritabanlarının derlenmesi daha uygun istatistiksel eğilimlerin kurulmasını sağlayacaktır. Penetrasyon testine dayanan daha önceki bazı çalışmalar tek tip zeminde gerçekleştirilmiştir. Farklı jeolojik geçmişteki zeminlerin test edilmesi, gerilme geçmişi ve mineralojisi bilinen korelasyonların ortaya çıkartılmasını ve iyileştirilmesini sağlar.

### 2.2.1. Standart penetrasyon testi korelasyonları

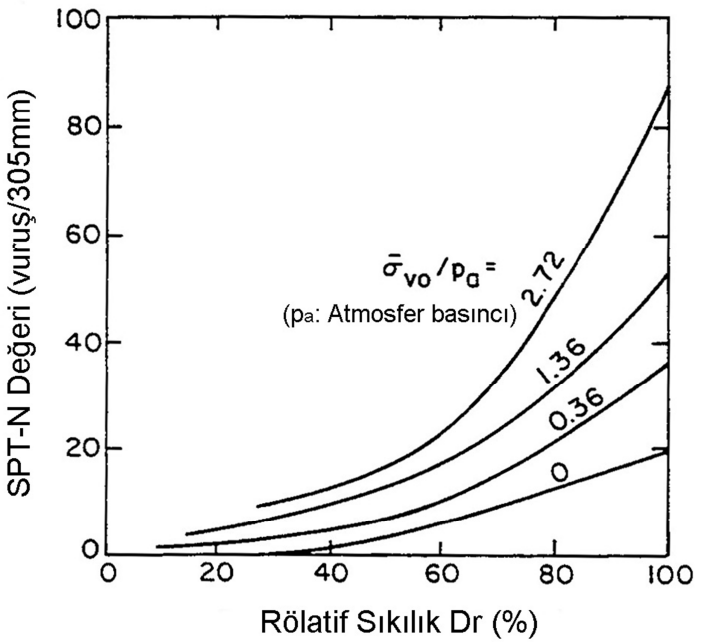
Bu konu üzerindeki önceki çalışmalarda Çizelge 2.4'de gösterildiği üzere SPT-N değeri rölatif sıkılık ile doğrudan ilişkilendirilmiştir. Ne var ki SPT-N değeri ile rölatif sıkılığın korelasyonu karmaşık ilişkileri barındırmaktadır. Laboratuvar çalışmaları SPT-N değerinin efektif düşey gerilmeden ($\sigma'_{v0}$) önemli ölçüde etkilendiğini göstermiştir. Şekil 2.1 bu sonuçları vermektedir. Pratik kullanım açısından SPT-N ve $\sigma'_{v0}$ değerlerinden $D_r$ hesaplanmasına ait bu sonuçlar Şekil 2.2'de alternatif olarak verilmiştir.

Çizelge 2.4. Kumların SPT-N değerine göre rölatif sıkılıkları [Terzaghi ve Peck, 1967; Lambe ve Whitman, 1969]

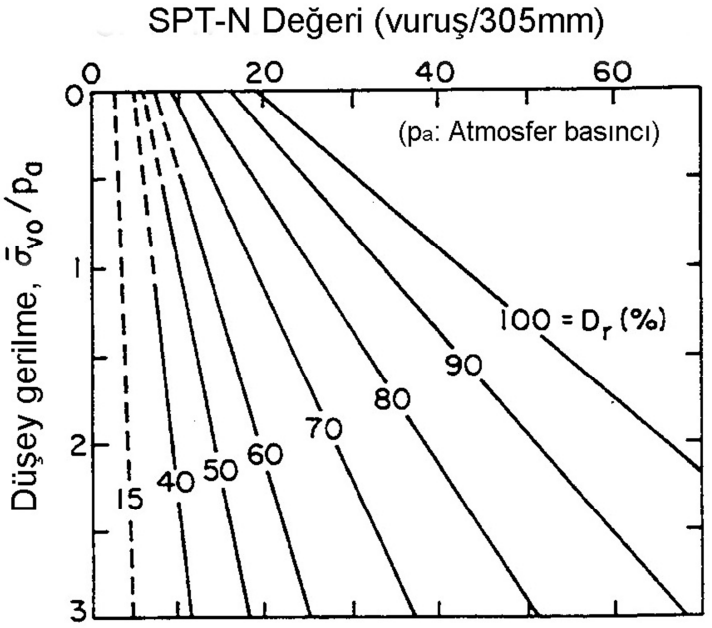
| N değeri (vuruş/305 mm) | Rölatif sıkılık | $D_r$ (%) |
|---|---|---|
| 0 – 4 | Çok gevşek | 0 – 15 |
| 4 – 10 | Gevşek | 15 – 35 |
| 10 – 30 | Orta sıkı | 35 – 65 |
| 30 – 50 | Sıkı | 65 – 85 |
| >50 | Çok sıkı | 85 – 100 |

Şekil 2.3'de gösterilen çalışmalarda SPT-N değerinden $D_r$ hesaplamasında kullanılan korelasyon aşağıda verilmiştir. Bu korelasyonda efektif düşey gerilme, tane boyut

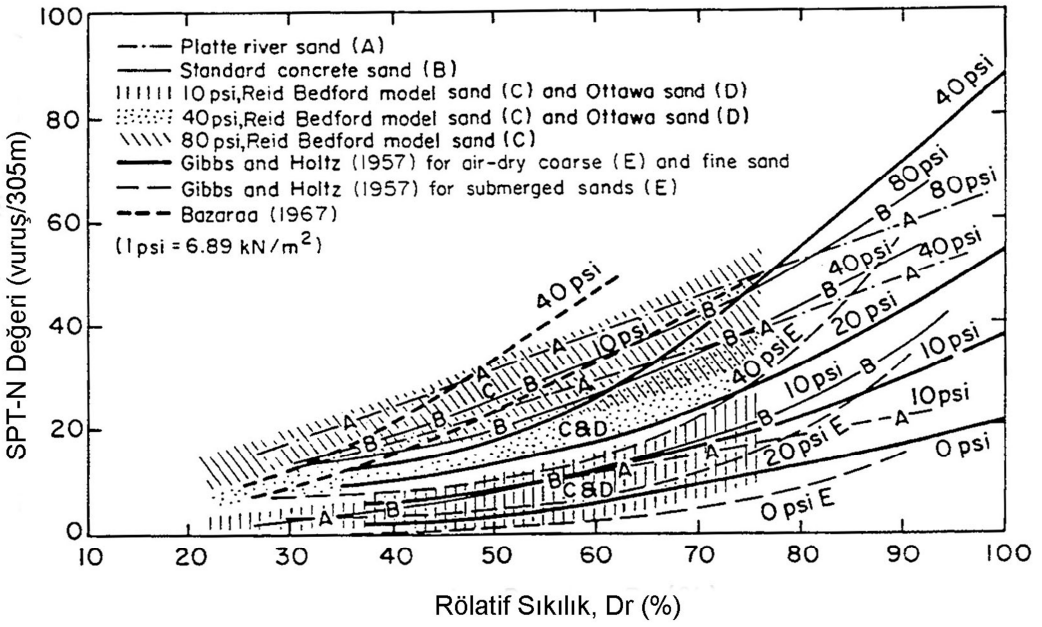
dağılımı ($C_u$= uniformluk katsayısı) ve gerilme geçmişi (OCR = $\sigma'_p/\sigma'_{v0}$) hesaba katılmaktadır:




Şekil 2.1. SPT-N değeri üzerinde Dr ve efektif düşey gerilmenin etkisi [Gibbs ve Holtz, 1957]




Şekil 2.2. Rölatif sıkılık - SPT-N değeri ve gerilme ilişkisi [Holtz ve Gibbs, 1979]




Şekil 2.3. Birkaç kum için rölatif sıkılık - SPT-N değeri ve gerilme ilişkisi [Marcuson ve Bieganousky, 1977]

$$D_r(\%) = 12.2 + 0.75[222N + 2311 - 711OCR - 799(\sigma'_{v0}/p_a) - 50C_u^2]^{0.5} \quad (2.4)$$

SPT-N değerini etkileyen önemli bir faktör enerji verimliliğidir. SPT için teorik serbest düşme enerjisi 0.623 kN*0.76 m'dir (0.475 kN.m). Tipik olarak ortalama enerji oranı (ER) A.B.D.'de yaklaşık %55 - 60 arasında olmasına rağmen bu değerler pratikte %30 - %90 arasında SPT ekipmanına göre değişir. Çizelge 2.5'de çeşitli ülkeler için tipik enerji oranları verilmiştir. Genelde SPT'ye dayalı pek çok tasarımda enerji oranı % 60 kabul edilir. Başka ekipman ve uygulama teknikleri kullanılarak elde edilen sonuçlar Çizelge 2.5 kullanılarak %60 enerji oranı için düzeltilir.

Ölçülmüş SPT-N verilerine bazı düzeltme faktörleri uygulayarak iyileştirmek olanaklıdır. Böylece SPT-N değerleri düzeltilmiş olacaktır. Skempton (1986) Japonya, Çin, İngiltere ve A.B.D.'den elde ettiği SPT verilerini ve uygulamaya dayanan korelasyon faktörlerini yeniden gözden geçirmiştir. Enerji verimliliğini etkileyen bazı faktörler, tokmağın türü, ipin yaşı, sondaj deliğinin boyutu ve örnek alıcıda kılavuz kullanılıp kullanılmamasıdır.

Çizelge 2.5. SPT için farklı ülkelerde ER ve $C_{eER}$'nin tipik değerleri [Seed ve ark., 1985; Skempton, 1986; Decourt, 1989]

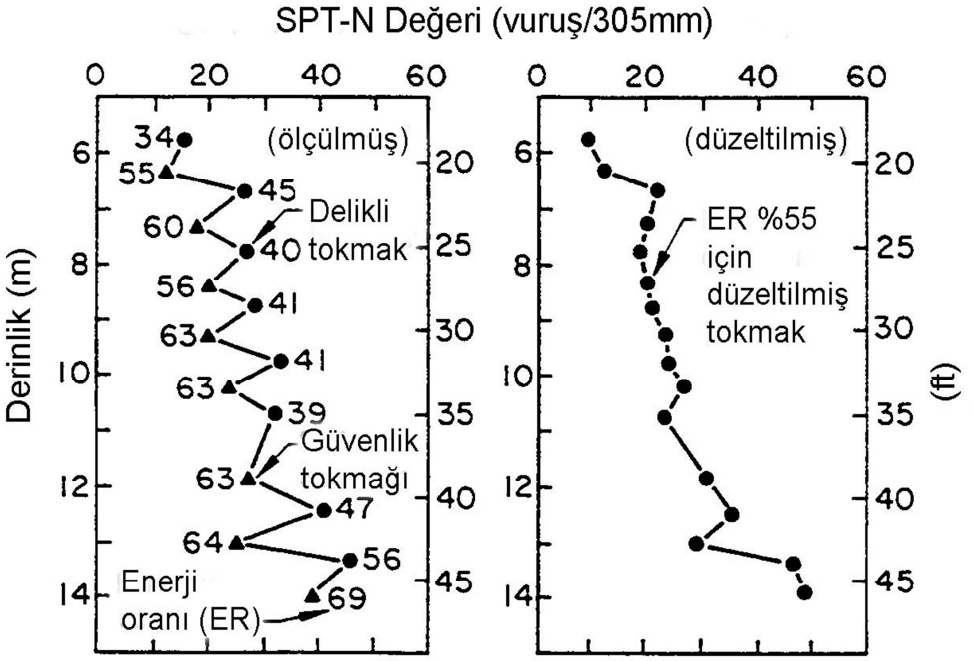
| Ülke | Tokmak tipi | Tokmak düşüşü | ER (%) | $C_{ER}$ |
|---|---|---|---|---|
| Arjantin | Halka | İp ve makara | 45 | 0.75 |
| Brezilya | Çubuk-ağırlık | Manuel | 72 | 1.20 |
| Çin | Otomatik | Serbest düşüş | 60 | 1.00 |
| | Halka | Manuel | 55 | 0.90 |
| Kolombiya | Halka | İp ve makara | 50 | 0.83 |
| İtalya | Halka | Serbest düşüş | 65 | 1.08 |
| Japonya | Halka | Serbest düşüş | 78 | 1.30 |
| | Halka | İp ve makara | 68 | 1.13 |
| Paraguay | Çubuk-ağırlık | Manuel | 72 | 1.20 |
| İngiltere | Halka | Serbest düşüş | 60 | 1.00 |
| | Halka | İp ve makara | 50 | 0.83 |
| A.B.D. | Halka | İp ve makara | 45 | 0.75 |
| | Güvenli | İp ve makara | 60 | 1.00 |
| | Güvenli | Serbest düşüş | 85 | 1.40 |
| Venezuella | Halka | İp ve makara | 43 | 0.72 |

Şekil 2.4'de örnekleri gösterildiği üzere halka tokmağın enerji oranı, güvenlik tokmağından daha az etkilidir. Tokmakları sabit bir enerji oranına göre düzeltmek farklılıkları yok eder.

SPT-N değerinin arazi yöntemlerine göre düzeltilmesi aşağıda verilmiştir:

$$N_{60} = C_{ER}C_BC_SC_RN \tag{2.5}$$

Burada, $N_{60}$ = ortalama %60 enerji oranı için arazi yöntemlerine göre düzeltilmiş N değeri, N = ölçülen SPT-N değeri ve $C_{ER}$, $C_B$, $C_S$, $C_R$ = Çizelge 2.6'da verildiği üzere sırasıyla enerji oranı, sondaj çapı, numune alıcı ve tij uzunluğu için düzeltme faktörleridir.




Şekil 2.4. Halka ve güvenlik tokmakların karşılaştırması [Robertson ve ark., 1983]

SPT-N değeri gerilme düzeyi ile değiştiğinden, efektif düşey gerilme düzeltme faktörü sürekli olmasını sağlar. Bu düzeltme:

$$(N_1)_{60} = C_N N_{60} \tag{2.6}$$

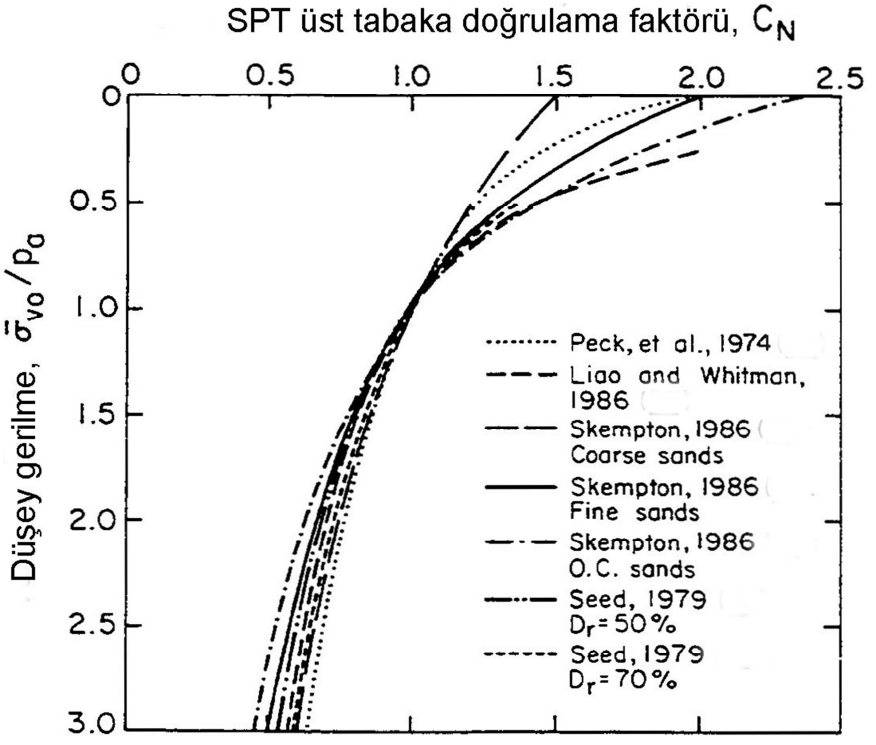
Şeklinde ifade edilir. Burada $(N_1)_{60}$ = 1 atmosfer basıncına (101.3 kN/m$^2$) göre doğrulanmış $N_{60}$ değeri, $C_N$ = efektif düşey gerilme düzeltme faktörüdür. $C_N$ tanımlamak için gerekli eşitlik aşağıda verilmiştir [Liao ve Whitman, 1986]:

$$C_N = (p_a/\sigma'_{v0})^{0.5} \tag{2.7}$$

Bu eşitlikte $p_a$ = atmosfer basıncıdır (101.3 kN/m$^2$). Şekil 2.5'de farklı $C_N$ tavsiyelerinin karşılaştırmaları verilmiştir. Temel olarak bütün yöntemler SPT için $\sigma'_{v0} > 0.5\ p_a$ için benzer düzeltmeleri sunar. Skempton (1986) tarafından sunulan düzeltme faktörleri büyük oranda laboratuvar deney verilerine, diğerleri ise arazi verilerine dayanmaktadır.

Çizelge 2.6. Arazi yöntemleri için SPT düzeltme faktörleri [Skempton, 1986]

| Faktör | Ekipman Değişkenleri | Düzeltme Faktörü | |
|---|---|---|---|
| | | Terim | Değer |
| Sondaj çapı | Güvenlik çekici | $C_{ER}$ | 0.9 |
| | Delikli çekiç | | 0.75 |
| | 65 mm – 115 mm | $C_B$ | 1.0 |
| | 150 mm | | 1.05 |
| | 200 mm | | 1.15 |
| Örnekleme yöntemi | Standart örnekleme | $C_S$ | 1.0 |
| | Kılavuz olmadan örnekleme | | 1.2 |
| Tij uzunluğu | >10 m | $C_R$ | 1.0 |
| | 6 m - 10 m | | 0.95 |
| | 4 m - 6 m | | 0.85 |
| | 3 m - 4 m | | 0.75 |

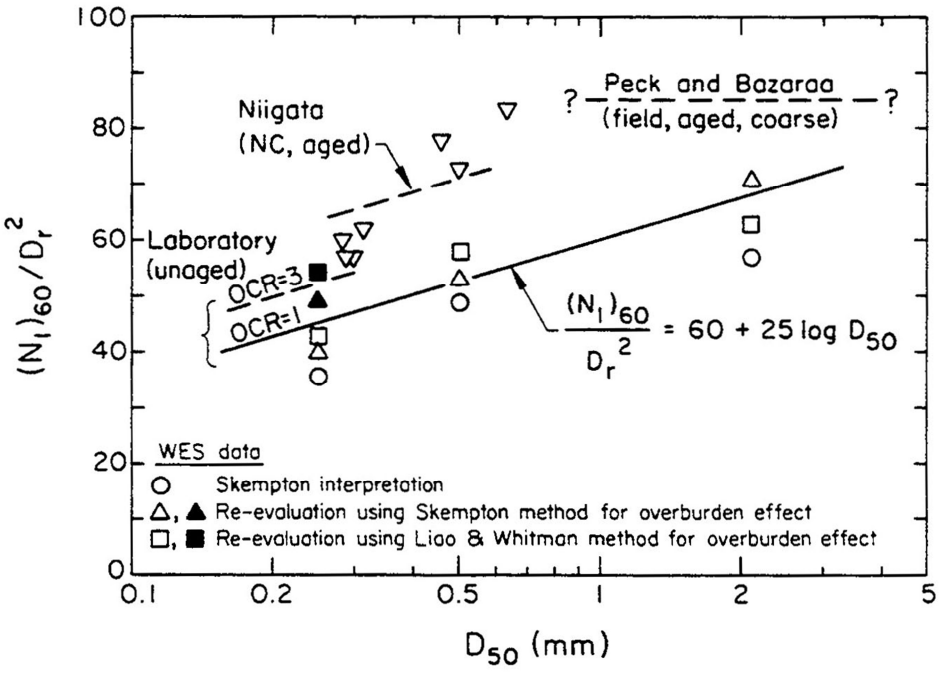



Şekil 2.5. SPT - efektif düşey gerilme korelasyonlarının karşılaştırılması

Eş. 2.7 basit olmasına rağmen, düşük $\sigma'_{v0}$ değerleri için yüksek $C_N$ değerleri üretmektedir. Skempton (1986) alternatif olarak ince kumlar için aşağıdaki eşitliği önermiştir:

$$C_N = 2/(1 + \sigma'_{v0}/p_a) \tag{2.8}$$

Bu eşitlik yüzeyde maksimum $C_N$ = 2 değerini verir. SPT-N değerinin arazi düzeltmeleri ve efektif düşey gerilme düzeltmeleri yapıldıktan sonra bulunan $(N_1)_{60}$ zemin karakteristiğinin fonksiyonu olan rölatif sıkılığı hesaplamak için kullanılabilir. Şekil 2.6'da zemin tane boyutunun ($D_{50}$) fonksiyonu olarak $(N_1)_{60}/D_r^2$ verilmiştir. Bu şekildeki laboratuvar verileri Waterways Deney İstasyonundaki üç kumdan alınmıştır [Bieganousky ve Marcuson, 1976; Bieganousky ve Marcuson, 1977; Marcuson ve Bieganousky, 1977]. Birçok veri yaşlanmamış normal konsolide kumdan (OCR = 1) oluşurken, deneylerin bir kısmı aşırı konsolide kumlarda (OCR = 3) gerçekleştirilmiştir. Şekil 2.6'da Skempton'ın bu veriler için geliştirdiği interpolasyon gösterilmiştir.




Şekil 2.6. Kumlar için SPT vuruş sayısı ile $D_r$ arasındaki ilişki üzerindeki tane boyut dağılımının etkisi

Fakat, ortalama eğriler ve yumuşatılmış verilerin $(N_1)_{60}/D_r^2$ değerini düşük hesapladığı düşünülmektedir. Orjinal verilerin (Bieganousky ve Marcuson, 1976; Bieganousky ve Marcuson, 1977) Skempton'ın (1986) doğrusal aşırı gerilme etkisini göz önüne alarak ya da Liao ve Whitman'ın (1986) doğrusal olmayan aşırı gerilme etkisi kullanarak yeniden hesaplanmasından Şekil 2.6'da gösterildiği üzere daha yüksek değerler bulunmuştur. Bu sonuçlar aşağıdaki ifade ile hesaplanabilir:

$$(N_1)_{60}/{D_r}^2 = 60 + 25 \log D_{50} \tag{2.9}$$

Şekil 2.7 birikim alanlarının (çökellerin) yaşlarının bir fonksiyonu olan verileri göstermektedir. Skempton (1986) tarafından özetlenen Niigata, Ogishima ve Kawagishi verileri normal konsolide yakın zamanı (yaklaşık 30-40 yıl) temsil etmektedir. Aşırı konsolide olan Peck ve Bazaraa verileri için zaman bilinmemekle birlikte 100 ile 10000 yıl arasında yaş tahmini yapılmaktadır. Diğer dört saha (A, B, C, D) Barton ve ark. (1988) tarafından verilmiştir. Bu veriler aşırı konsolide, yaşlanmış ve dört jeolojik period için inceden ortaya kumları temsil eder.

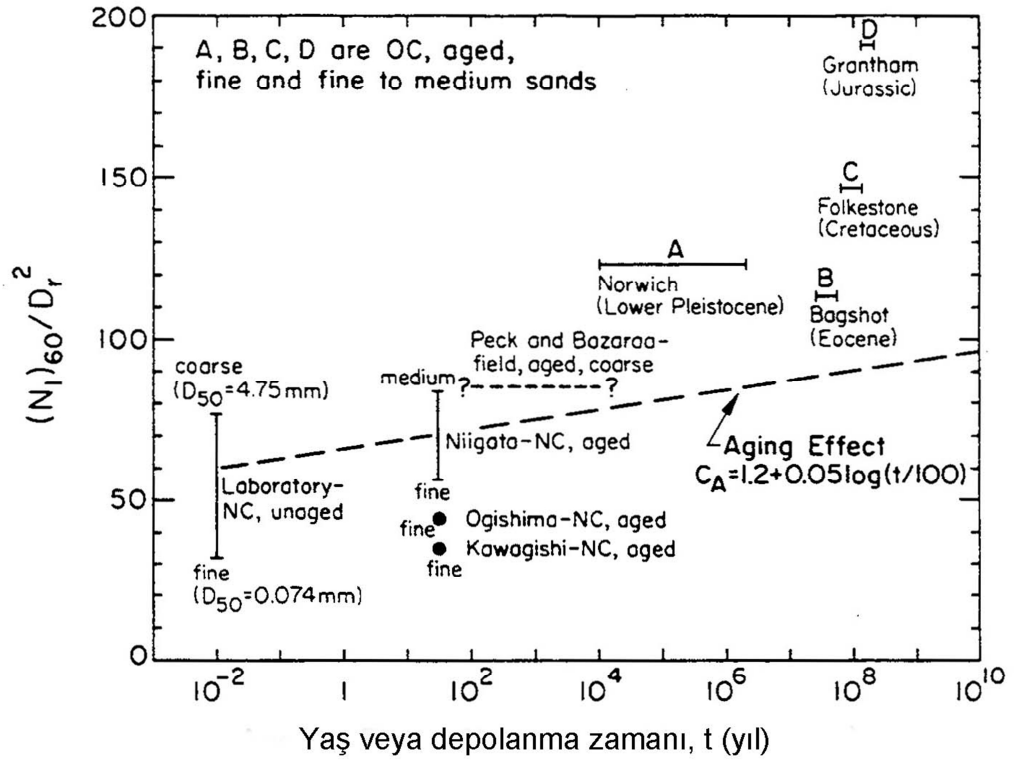
Şekil 2.6 ve Şekil 2.7'ye dayanarak tane boyutu, yaşlanma, aşırı konsolidasyon verilerinin $(N_1)_{60}$ /$D_r^2$ oranını belirgin olarak etkilediği görülmektedir. Bu etkenler aşağıdaki gibi tanımlanabilir:

$${D_r}^2 = \frac{(N_1)_{60}}{C_P C_A C_{OCR}} \tag{2.10}$$

Burada $C_P$, $C_A$ ve $C_{OCR}$ Çizelge 2.7'de verilen düzeltme faktörleridir. $C_P$ Şekil 2.6'ya, $C_A$ ise Şekil 2.7'deki verilerin, $C_{OCR}$ WES verilerinin doğrudan hesaplanması ve Niigata verilerinin yorumlanmasına dayanmaktadır. Bu veriler Tokimatsu (1988) tarafından sunulanlarla tutarlıdır. Sonuç olarak rölatif sıkılığın SPT-N değeri ile bütün düzeltmeleri içeren ilişkisi:

$${D_r}^2(\%) = \frac{C_{ER} C_B C_S C_R C_N N}{C_P C_A C_{OCR}} \tag{2.11}$$

eşitliğiyle verilebilir.




Şekil 2.7. Kumlar için SPT vuruş sayısı üzerindeki yaşlanmanın etkisi

Çizelge 2.7. Kumlar için SPT düzeltme faktörleri

| Etki | Parametre | Düzeltme | |
|---|---|---|---|
| | | Terim | Değer |
| Partikül boyutu | $D_{50}$ (mm) | $C_p$ | $60 + 25 \log D_{50}$ |
| Yaş | Zaman (t) | $C_A$ | $1.2 + 0.05 \log(t/100)$ |
| Aşırı konsolidasyon | $OCR = \sigma_p/\sigma_{vo}$ | $C_{OCR}$ | $OCR^{0.18}$ |

### 2.2.2. Koni penetrasyon testi korelasyonları

Konu üzerindeki ilk çalışmalarda CPT $q_c$ değeri ile rölatif sıkılık arasında Çizelge 2.8'de gösterildiği gibi bir yaklaşım oluşturulmuştur. Fakat N değerinde olduğu gibi yakın zamandaki araştırmalar ilişkilerin daha karışık olduğunu belirtmektedir [Kulhawy ve Mayne, 1990].

Çizelge 2.8. Kumların $q_c$ değerine göre rölatif sıkılıkları [Meyerhof, 1956]

| Uç direnci, $q_c/p_a$ | Rölatif Sıkılık | $D_r$ (%) |
|---|---|---|
| <20 | Çok gevşek | <20 |
| 20-40 | Gevşek | 20-40 |
| 40-100 | Orta | 40-60 |
| 120-200 | Sıkı | 60-80 |
| >200 | Çok sıkı | >80 |

Farklı derinliklerden elde edilen uç dirençlerini referans gerilme seviyesine göre sunmak gerekir. Bu referans değer genellikle $\sigma'_{v0} / p_a$ =1 atmosfer basıncı alınır. Bu takdirde standart uç direnci şu hale gelir:

$$q_n = C_q q_c \tag{2.12}$$

Burada $q_c$ = ölçülen uç direnci, $C_q$ = efektif düşey gerilme korelasyon faktörüdür. Pratik uygulamalar için $C_q$ şöyle verilir [Akbaş, 2007]:

$$C_q \approx C_N = (p_a/\sigma'_{v0})^{0.5} \tag{2.13}$$

Şekil 2.8'de normal konsolide ve aşırı konsolide kumlar için $D_r^2$ ve boyutsuz uç direnci arasındaki ilişki üzerindeki sıkışabilirlik ile OCR'ın etkisi açık olarak gösterilmektedir. Normal konsolide kum, düşük, orta ve yüksek sıkışabilirliktedir. Düşük sıkışabilirlik genel olarak kuartz kumuna karşılık gelir. Orta sıkışabilirlik biraz feldispat bulunan kuartzı tarif etmektedir. Yüksek sıkışabilirlik mika ve diğer sıkışabilir mineralleri göstermektedir. Birçok doğal kum orta ve yüksek sıkışabilirlik aralığındadır. Aşırı konsolide kumlar OCR aralıkları düşük (OCR<3), orta (OCR<3-8), yüksek (OCR<8-15) olarak tanımlanmıştır. Şekil 2.8'de gösterilen ilişkiler aşağıdaki biçimde tanımlanabilir:

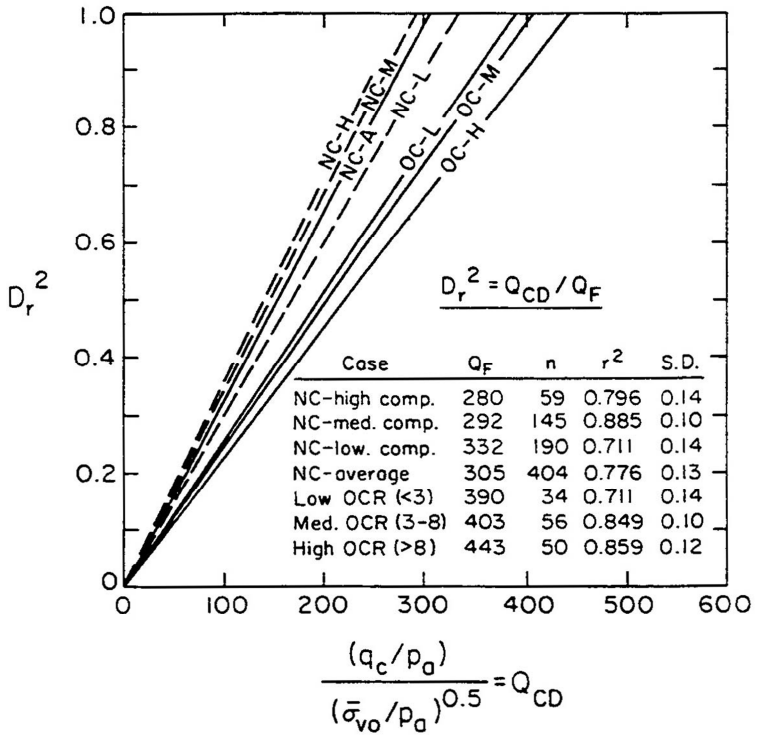
$$D_r{}^2 = \frac{Q_{CD}}{305 Q_C Q_{OCR}} \tag{2.14}$$

$$D_r{}^2 = \frac{C_q(q_c/p_a)}{305 Q_C Q_{OCR}} \tag{2.15}$$

$$D_r{}^2 = \frac{1}{305 Q_C OCR^{0.18}} \frac{(q_c/p_a)}{(\sigma_{v0}/p_a)^{0.5}} \tag{2.16}$$

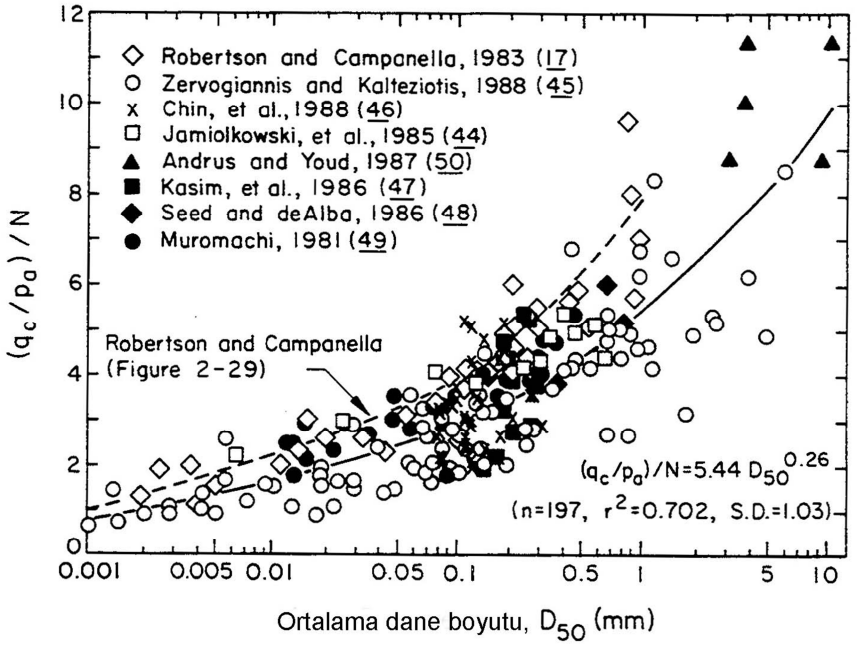
Burada $Q_c$ = sıkışabilirlik faktörü (yüksek için 0.91, orta için 1.0 ve düşük için 1.09), $Q_{OCR}$ = aşırı konsolidasyon faktörüdür (= $OCR^{0.18}$). OCR değerleri düşük, orta ve yüksek için sırasıyla ortalama 2.3, 5.1 ve 10.1'dir. Doğal kumların çoğunluğu ortadan yükseğe sıkışabilirliğe ve düşükten ortaya OCR değerine sahiptir.

SPT için verilen Eş. 2.11 zamanın etkisini değerlendirirken, CPT için geçerli olan Eş. 2.14 zaman etkisini değerlendirmemektedir. Eğer aynı fonksiyonel ilişki hem SPT hem de CPT için düzenlenecekse, $C_A$ (Çizelge 2.7) Eş. 2.14'de paydaya yerleştirilmelidir. Bu eklenti kuramsal olmasına rağmen $C_A$ değişimi zamanın etkisini anlamlı ölçüde açıklamaktadır [Kulhawy ve Mayne, 1990].




Şekil 2.8. Kohezyonsuz zeminler için $q_c$ ve $D_r$ arasındaki korelasyonlar [Kulhawy ve Mayne, 1990]

### 2.2.3. SPT-N ve CPT $q_c$ değerleri arasındaki ilişki




Şekil 2.9. $q_c$/N değerinin ortalama tane boyu ile değişimi [Kulhawy ve Mayne, 1990]

SPT ve CPT yöntemleri dünyada en yaygın olarak kullanılan saha deney yöntemlerinden olup penetrasyon direncini ölçmeyi amaçlarlar [Kulhawy ve Mayne, 1990]. Her iki yöntem içinde geliştirilmiş çeşitli indeks özelliği korelasyonları bulunmaktadır. Bu sebeple N ve $q_c$ arasında ilişki kurmak faydalı bir işlemdir. Şekil 2.9'da $q_c$/N değerinin ortalama tane boyutu ile olan ilişkisi verilmiştir. Bu ilişki ortalama tane boyu 10 mm'ye kadar geçerlidir.

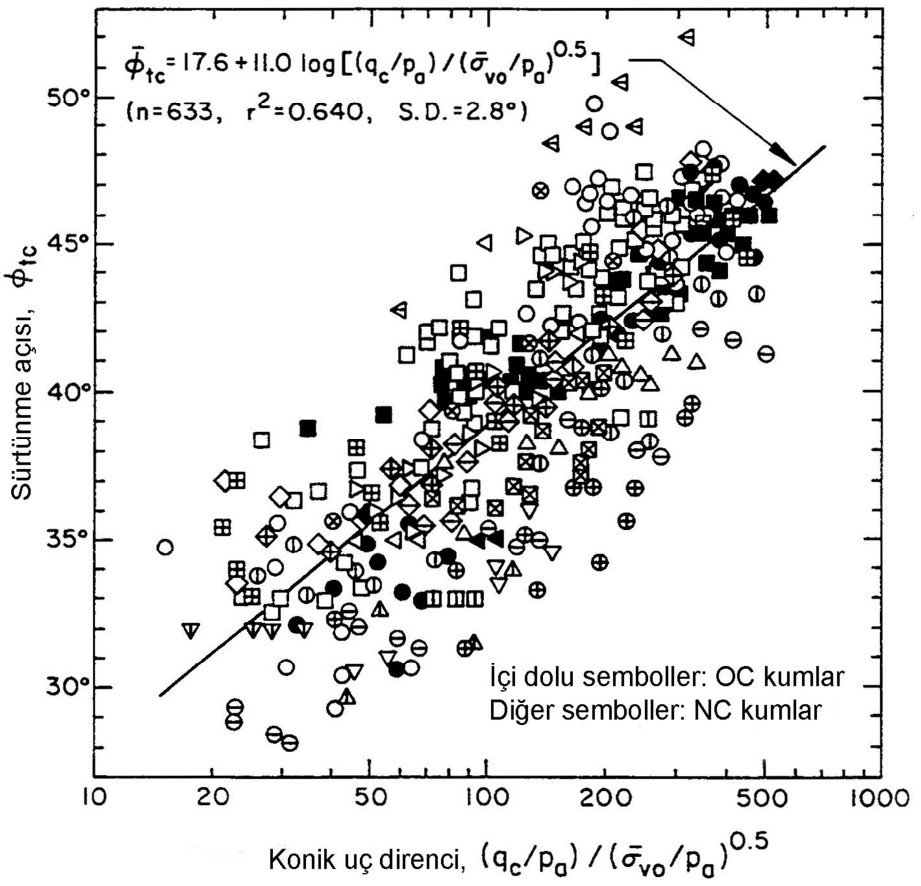
## 2.3. Efektif İçsel Sürtünme Açısı

Birçok geoteknik analizde özellikle temel taşıma gücü kapasitesi hesaplamaları için zeminlerin mukavemet bilgisi gerekli bir parametredir. Fakat zemin mukavemeti birçok parametreye bağlı olarak değişir ve bu yüzden tek başına tanımlanamaz [Kulhawy ve Mayne, 1990]. Efektif gerilme analizinde efektif sürtünme açısı ($\phi$'), mukavemeti tanımlamak için kullanılır. Efektif sürtünme açısının SPT, CPT, pressiyometre deneyi (PMT) ve DMT ile korelasyonları mevcuttur [Kulhawy ve Mayne, 1990].

Efektif sürtünme açısını belirlemek için en yaygın kullanılan laboratuvar deneyi üç eksenli deneyidir ve bu deneyden bulunan efektif sürtünme açısı ($\phi'_{tc}$) çeşitli indeks parametreleri ve arazi deneyleri ile ilişkilendirilir.

Kumlar için düzeltilmiş koni uç direnci ve $\phi'_{tc}$ arasındaki korelasyon kalibrasyon hücresi deneyi sonuçları kullanılarak Şekil 2.10'da gösterilmiştir. Bu korelasyon kohezyonsuz zeminler için $q_c$ mevcut ise $\phi'_{tc}$'yi doğrudan hesaplamak için kullanılır. Sadece SPT-N değeri bulunan durumlarda önce eşdeğer $q_c$ değeri Şekil 2.9'dan hesaplanmalı sonrasında ise Şekil 2.10'dan $\phi'_{tc}$ hesaplanmalıdır.

Chen (2004) drenajlı mukavemet özelliklerini araştırmak ve siltli kumlardan çakıllara uzanan geniş bir aralıktaki kohezyonsuz zeminlerin $\phi'_{tc}$ ve SPT-N değeri arasındaki korelasyonu bulabilmek için kapsamlı bir çalışma yapmıştır.

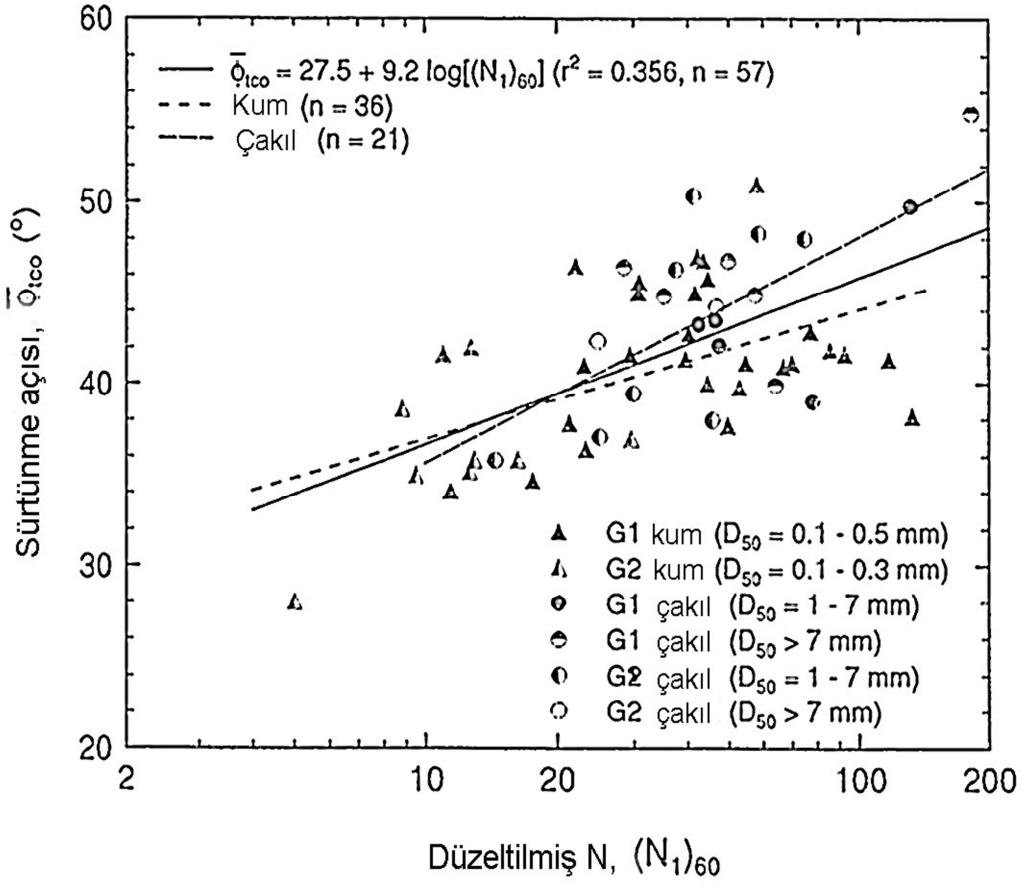



Şekil 2.10. Düzeltilmiş $q_c$ değeri ile $\phi_{tc}$'nin değişimi [Kulhawy ve Mayne, 1990]

Şekil 2.11'deki korelasyon kullanılarak düzeltilmiş SPT-N değerinden ($(N_1)_{60}$), $\phi'_{tc}$ hesaplanabilir. $\phi'_{tc}$ ve SPT-N değerlerinin korelasyonu için en uygun sürtünme açısı, örnekleme derinliğindeki efektif düşey gerilmeye karşılık gelir ($\phi'_{tco}$). Şekil 2.9'da verilen uç direnci ve SPT-N değerleri birbirine çevrildiğinde, Şekil 2.10'da verilen denklem Şekil 2.11'de gösterilen kesikli çizgideki eşitliğe yakındır. [Chen, 2004].

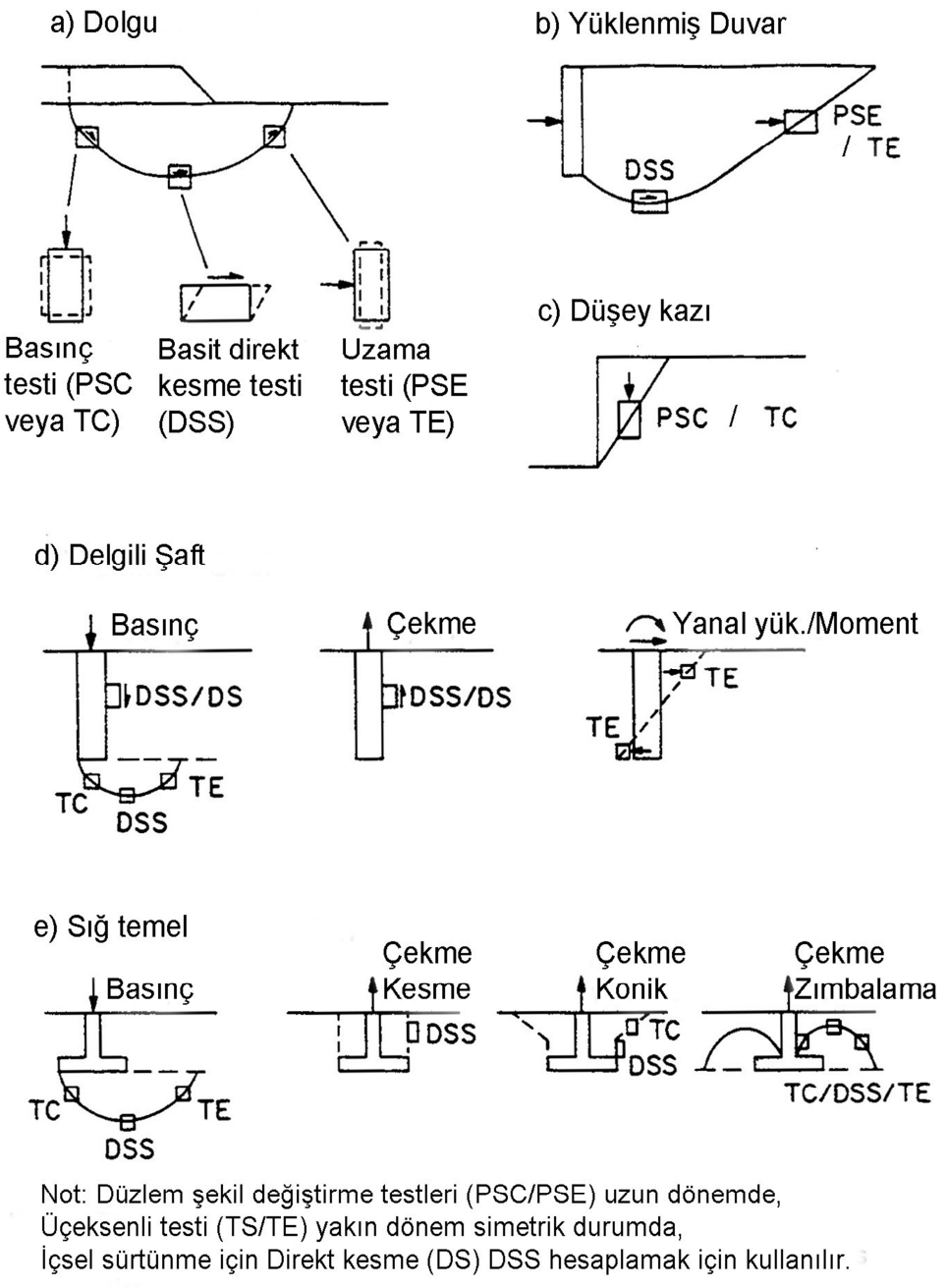
Efektif içsel sürtünme açısı ile SPT-N değeri arasındaki ilişkiyi veren bir diğer çalışma da Kulhawy ve Mayne (1990) tarafından yapılmıştır. Buna göre SPT-N değerinin gerilme düzeyine göre korelasyonu aşağıda verilmesine rağmen Eş. 2.17'nin 1 - 2 m'den daha az sığ derinliklerde kullanılması önerilmez:

$$\phi_{tc} = \tan^{-1}[N/(12.2 + 20.3\,\sigma_{v0}/p_a)]^{0.34} \tag{2.17}$$




Şekil 2.11. Kohezyonsuz zeminler için $\phi_{tco}$ ve $(N_1)_{60}$ arasındaki korelasyon [Chen, 2004]

Arazide, zemin çeşitli sınır koşullarına ve yükleme gerilme izlerine maruz kalır. Şekil 2.12'de yaygın arazi yükleme durumları ve her durum için uygun laboratuvar deney tipi gösterilmektedir. Temeller söz konusu olduğunda Kulhawy ve ark.'nın, (1983) çalıştığı üzere, çeşitli arazi yükleme ve davranışı için farklı mukavemet durumları uygundur.




Şekil 2.12. Laboratuvar mukavemet deneylerinin arazi durumlarına uygunluğu [Kulhawy ve Mayne, 1990]

Basınca maruz kalmış fore kazıklar için, uç direnci üç eksenli basınç, basit direkt kesme ve üç eksenli uzama testlerinin ortalamasıyla hesap edilebilir. Kenar sürtünmesi ise kesme kutusu deneyinden bulunur. Çekmeye maruz kalmış fore kazığın kenar direnci basınç durumuyla aynı deneyden modellenir. Çekme durumundaki sığ temel kesmeye karşı basit direkt kesmeyle, zımbalamaya karşı ise üç eksenli basınç, üç eksenli uzama ve basit direkt kesme deneyleri yardımıyla hesaplamaları yapılabilir.

Çizelge 2.9'da farklı deney tipleri için kohezyonsuz zeminlerde $\phi_{tc}$'nin göreceli değerleri özetlenmiştir. Bu deney türlerinden izotropik konsolidasyonlu drenajsız basınç üç eksenli (CIUC) deneyi en düşük efektif sürtünme açısını verir. Bu yüzden $\phi_{tc}$ kullanarak kohezyonsuz zeminlerin mukavemetinin hesaplanması muhafazakardır [Akbaş, 2007].

Çizelge 2.9. Kohezyonsuz zeminler için $\phi$'nin rölatif değerleri [Kulhawy ve Mayne, 1990]

| Deney Türü | Sürtünme açısı (°) |
|---|---|
| Üç eksenli basınç (TC) | $1.0\phi_{tc}$ |
| Üç eksenli çekme (TE) | $1.12\phi_{tc}$ |
| Düzlem şekil değiştirme basınç (PSC) | $1.12\phi_{tc}$ |
| Düzlem şekil değiştirme çekme (PSE) | $1.25\phi_{tc}$ |
| Direkt kesme (DS) | $\tan^{-1}[\tan\phi_{psc}\cos\phi_{cv}]$ veya $\tan^{-1}[\tan(1.12\phi_{tc})\cos\phi_{cv}]$ |

Peck ve ark., (1974) temelinde ortaya koyulan Eş. 2.17'ye Kulhawy ve Mayne (1990) tarafından son şekli verilmiştir:

$$\emptyset = 54 - 27.6034 * \exp(-0.014(N_1)_{60}) \quad (2.18)$$

Burada $(N_1)_{60}$ 1 atmosfer basınca göre düzeltilmiş SPT-$N_{60}$ değeridir ve Liao ve Whitman (1986) tarafından şöyle tanımlanmıştır:

$$(N_1)_{60} = \sqrt{P_a/\sigma'_v}\, N_{60} \tag{2.19}$$

Burada Pa = atmosfer basıncı (101.3 kPa) ve $\sigma'_v$ = efektif düşey gerilmedir. Yukarıdaki korelasyon Paikowsky (2004) ve Paikowsky ve Lu (2006) tarafından SPT-N ile içsel sürtünme açısını bulmak için kullanılmıştır.

## 2.4. Aşırı Konsolidasyon Oranı

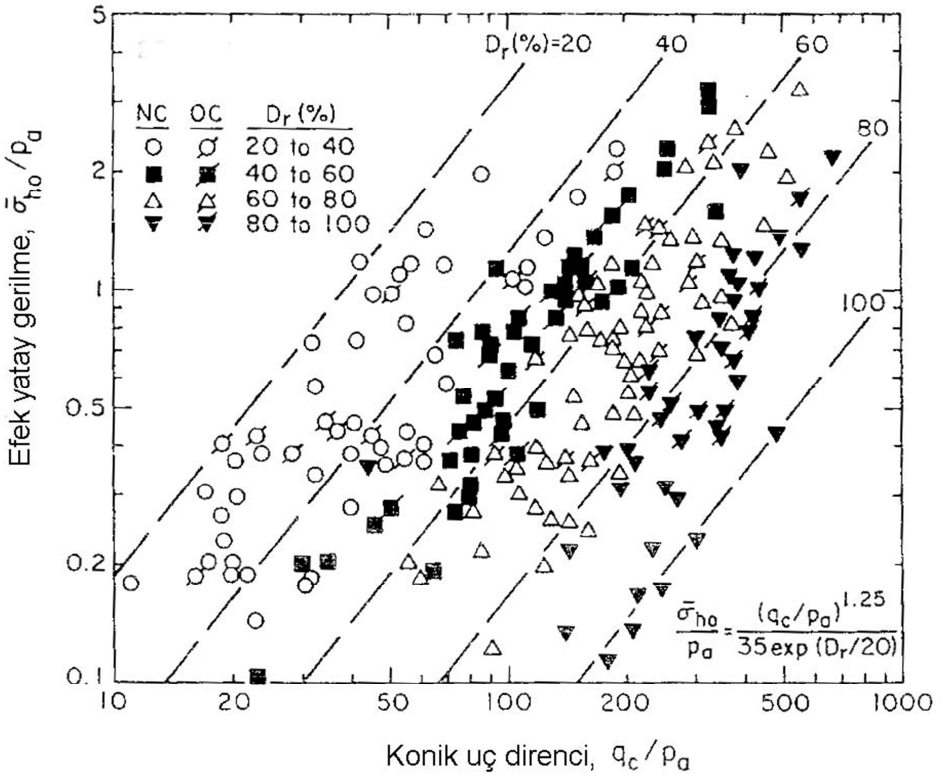
Aşırı konsolidasyon oranı (OCR) bütün zeminlerin davranışı üzerinde, özellikle deformasyon karakteristiğinde önemli etkiye sahip bir parametredir. Örneğin zemin çökelinin modülü çökelin gerilme geçmişinden kuvvetli şekilde etkilenir ve dolayısıyla OCR'den etkilenir. Bu yüzden aynı deformasyon düzeyi, aynı kompozisyonlarda ve aynı tane boyutuna sahip fakat gerilme geçmişleri farklı olan iki çökelden farklı modüller beklenir. Kohezyonsuz zeminlerde de zeminin rijitliğini seçerken zemin profiline etkisi olabilecek zemin geçmişi hesaba katılmalıdır [Akbaş, 2007].

Gerilme geçmişi hakkında bilgi bulunmayan durumlarda OCR hesabı ile ilgili çalışma yapılmalıdır. Bununla birlikte kohezyonsuz zeminlerin arazi OCR değerlerini hesaplamak zordur. En iyi yaklaşım formasyonun gerilme geçmişini belirlemek için detaylı jeolojik çalışma yapmaktır [Kulhawy ve Mayne, 1990]. Mühendislik yaklaşımı için jeolojik çalışma geçmişteki önemli olaylarla sınırlandırılabilir. Örneğin buzul bölgelerindeki maksimum buzul örtüsünün yüksekliği, erozyon ya da aşınmanın maksimum alanı, maksimum ya da minimum su ya da deniz seviyeleri ve yakın zamanda sahanın yüklenmesi gibi önemli olaylar ve yeraltı suyu dalgalanmaları gibi etkenler önemlidir [Chen, 2004]. Yeraltı suyu seviyesi dalgalanmasından kaynaklanan gerilme geçmişlerini hesaplamada kurumanın ve kapilaritenin etkileri gibi yol göstericiler başka çalışmalarda verilmiştir [Kulhawy ve Beech, 1987].

Jeolojik geçmişin elde edilemeyeceği sahalar veya hesaplanan OCR değerinin jeolojik geçmiş kullanılarak sağlanmasının gerekli olduğu durumlarda OCR değeri arazi deneylerinin sonuçlarına dayanan ampirik yöntemler kullanılarak hesaplanabilir. Koni uç direnci ve rölatif sıkılıktan Şekil 2.13'de gösterilen korelasyonlar kullanılarak öncelikle yatay efektif gerilme ($\sigma'_{ho}$) hesaplanabilir:

$$\frac{\sigma_{ho}}{P_a} = \frac{(q_c/p_a)^{1.25}}{35e^{(D_r/20)}} \tag{2.20}$$

$\sigma'_{ho}$ değeri hesaplandıktan sonra, zemin yatay gerilme katsayısı ($K_0$) hesaplanabilir. Mayne ve Kulhawy (1982) bakir yükleme, boşaltma ve yeniden yükleme gibi çeşitli aşamalarda $K_0$ hesaplamak için genel bir denklem önermişlerdir:




Şekil 2.13. Kohezyonsuz zeminler için $\sigma_{ho}$, $q_c$ ve $D_r$ arasındaki korelasyon [Kulhawy ve ark., 1989]

$$K_0 = (1 - \sin\phi'_{tc})\left[\frac{OCR}{OCR_{maks}{}^{(1-\sin\phi'_{tc})}} + \frac{3}{4}\left(1 - \frac{OCR}{OCR_{maks}}\right)\right] \tag{2.21}$$

Burada $OCR_{maks}$ = birincil yeniden yükleme aşamasında maksimum geçmiş OCR'dır. Eş. 2.21 ana boşaltma için aşağıdaki gibi basitleştirilebilir, çünkü ana boşaltma eğrisi boyunca her noktada OCR = $OCR_{maks}$'dır:

$$K_0 = (1 - \sin \phi'_{tc}) OCR^{\sin \phi' tc} \tag{2.22}$$

$OCR_{maks}$'ın arazi değerini hesaplamak genellikle zor olduğundan bütün zeminlerin boşaltma eğrisi üzerinde olduğunu kabul eden Eş. 2.22, genellikle Eş. 2.21 yerine kullanılır. Birçok doğal zemin örneğin üstteki malzemenin erozyonu ve yeraltı suyundaki mevsimsel dalgalanmalar gibi birtakım faktörler sonucunda yükleme, boşaltma, yeniden yüklemenin gerilme geçmişine bağlıdır [Akbaş, 2007]. Bu yüzden uygun $K_0$ değerleri boşaltma ya da yeniden yükleme bölgelerine karşılık gelir.

## 2.5. Zemin Elastik Parametreleri

Elastik malzemelerin deformasyon özellikleri genelde Elastisite (Young) modülü (E) ve Poisson oranı (ν) ile tanımlanır. Bu parametreler yalnızca elastik malzemelerin tek eksenli yüklenmesi durumunda değişmez olarak tanımlanır. Zemin gibi elastik olmayan malzemeler için bu parametreler üç eksenli basınç deneyinin sonuçlarından bulunabilir.

### 2.5.1. Poisson oranı

Poisson oranı yatay deformasyonunun eksenel deformasyona oranıdır ve aşağıdaki şekilde ifade edilir:

$$\nu = -\epsilon_h / \epsilon_v \tag{2.23}$$

Burada $\epsilon_h$= yatay normal birim şekil değiştirme, $\epsilon_v$ = düşey normal birim şekil değiştirmedir. Poisson oranı üç eksenli deneyinden bulunabilir. Elastisite modülü gibi Poisson oranı da doğrusal değildir ve gerilmeye bağlıdır. Buna rağmen ν ile E

karşılaştırıldığında Poisson oranının değişim aralığı küçüktür ve bu yüzden ν'nün hesaplanmasında daha az çaba gösterilir.

Drenajlı yükleme için hacim değişimi görüldüğünden drenajlı Poisson oranı ($\nu_d$) zemin türüne ve sıkışıklığına bağlı olarak değişir. Çizelge 2.10'da sunulan tipik değerleri birçok temel mühendisliği tasarım hesaplaması durumunda kullanmak uygundur.

Trautman ve Kulhawy (1987), bilgisayar programı uygulamaları için kolaylık sunması açısından $\nu_d$'ye aşağıdaki gibi yaklaşmışlardır:

$$\nu_d = 0.1 + 0.3\phi_{rel} \tag{2.24}$$

$$\phi_{rel} = (\phi_{tc} - 25°)/(45° - 25°) \tag{2.25}$$

Burada, $\phi_{rel}$ = zemin sıkılığı durumuna yaklaşmak için kullanmaya uygun rölatif sürtünme açısıdır.

Çizelge 2.10. Drenajlı Poisson oranının tipik aralıkları [Kulhawy ve Mayne, 1990]

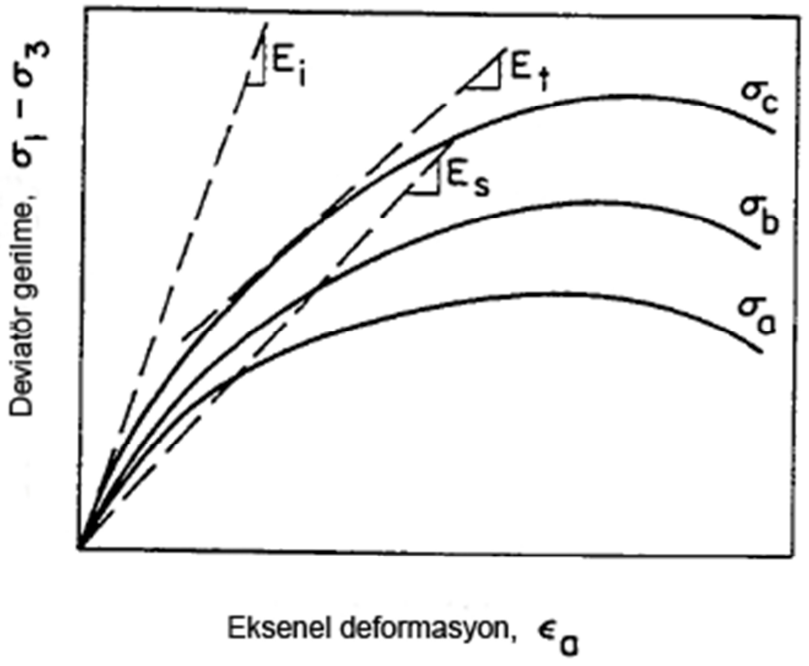
| Zemin Türü | Drenajlı Poisson oranı, $\nu_d$ |
|---|---|
| Kil | 0.2 - 0.4 |
| Sıkı kum | 0.3 - 0.4 |
| Gevşek kum | 0.1 - 0.3 |

### 2.5.2. Drenajlı elastisite modülü

Elastisite modülü, deviatör gerilme-eksenel şekil değiştirme eğrisinden bulunan gerilmenin şekil değiştirmeye oranıdır ve aşağıda tanımlanmıştır:

$$E = \partial(\sigma_1 - \sigma_3)/\partial\epsilon_a \tag{2.26}$$

Burada, ($\sigma_1$-$\sigma_3$) = deviatör gerilme veya eksenel gerilme farkı ve $\epsilon_a$= eksenel şekil değiştirmedir. Şekil 2.14'de gösterilen gerilme deformasyon eğrisinde, ilk tanjant modülü ($E_i$), belirli gerilme düzeyinde tanjant modülü ($E_t$) veya yine belirli bir gerilme düzeyinde sekant modülü ($E_s$) gösterilmiştir. Bu elastisite modülleri çevre basıncı ($\sigma_a$, $\sigma_b$, $\sigma_c$) ile değişiklik gösterdiğinden doğrusal değildir. Gerçek gerilme eğrisinin takip edilebildiği karışık sayısal modellerde, elastisite modülü her gerilme düzeyinde hesap edilebilir.




Şekil 2.14. Elastisite modülünün tanımı

Çeşitli zemin tipleri için ön çalışmada kullanılabilecek elastisite modül değerlerinin aralıkları Çizelge 2.11'de verilmiştir.

Çizelge 2.11. Kumlar için drenajlı elastisite modülün tipik aralıkları, [Kulhawy ve Mayne, 1990]

| Sıkılık | Tipik düzeltilmiş elastisite modülü, $E_d/p_a$ |
|---|---|
| Gevşek kum | 100 – 200 |
| Orta kum | 200 – 500 |
| Sıkı kum | 500 – 1000 |

Zemin örneklendirmede örselenmenin etkileri sebebiyle drenajlı elastisite modülü ($E_d$) ile arazi deneylerinin sonuçları arasında ampirik korelasyonlar geoteknik mühendisliğinde sıkça kullanılır [Akbaş, 2007]. $E_d$ ve SPT-N değeri arasındaki önerilen korelasyon genel biçimde şöyle ifade edilebilir:

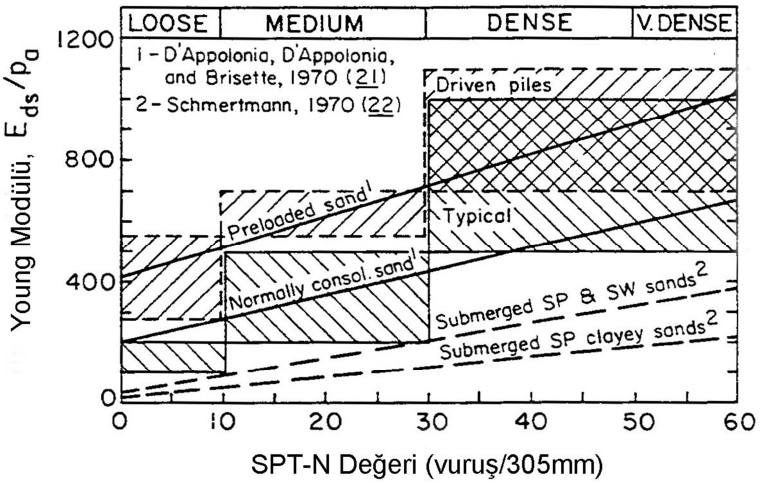
$$E_d = s_1 N + s_2 \tag{2.27}$$

Burada $s_1$ ve $s_2$ ampirik katsayılardır. $s_1$ ve $s_2$ için yayınlanmış değerlerin listesi çeşitli kohezyonsuz zeminler için Çizelge 2.12'de gösterilmiştir. Ayrıca normalize edilmiş drenajlı elastisite modülü ($E_d/p_a$) ve tam ölçekli arazi yükleme deneylerinden geri hesaplanmış SPT-N değeri arasındaki korelasyonlar Şekil 2.15'de verilmiştir.

Çizelge 2.12. Kohezyonsuz zeminler için drenajlı elastisite modülü ($E_d$) ve SPT-N değeri arasındaki korelasyon [Cushing, 2001]

| Kaynak | $s_1$ (MPa) | $s_2$ (MPa) | Yorumlar |
|---|---|---|---|
| NAVFAC (1986) | 0.39 | 0 | Silt, kumlu silt |
| NAVFAC (1986) | 0.67 | 0 | Temiz, ince-orta kum |
| NAVFAC (1986) | 0.96 | 0 | Kaba kum, çakıllı kum |
| NAVFAC (1986) | 1.15 | 0 | Kumlu çakıl ve çakıl |
| D'Appolonia ve D'Appolonia (1970) | 0.76 | 18.8 | NC kum ve çakıl |
| Schultze ve Menzenbach (1961) | 0.52 | 7.46 | - |
| Webb (1970) | 0.48 | 7.17 | Doygun kum |
| Webb (1970) | 0.32 | 1.58 | Kil ve kum |
| Schmertmann (1970) | 0.48 | 7.20 | Doygun SP ve SW kum |
| Schmertmann (1970) | 0.32 | 1.58 | Doygun SP killi kum |

Geçmişten günümüze kadar elastisite modülü ile SPT-N değeri arasında olan korelasyonlar geniş dağılım göstermektedir.




Şekil 2.15. Kum için elastisite modülünün SPT-N ile korelasyonu [Callanan ve Kulhawy, 1985]

Çünkü hem SPT-N değeri hem de $E_d$ bu korelasyonların içerisine dahil edilmesi gereken birçok faktörle değişim gösterir [Kulhawy ve Mayne, 1990]. Koni uç direnci ($q_c$) ve drenajlı elastisite modülü arasındaki ampirik korelasyonlar Eş. 2.27'dekine benzer bir biçimde verilmiştir:

$$E_d = mq_c + b \tag{2.28}$$

Burada $E_d$, $q_c$ ve b aynı birimde ve m = birimsiz sabittir. m ve b parametreleri Çizelge 2.13'de çeşitli araştırmacılar tarafından bildirilmiştir. m değeri temel türüne bağlıdır ve sığ temellerde çakma kazıklara göre daha küçüktür. Sığ temeller için m, 1.5 ile 3.5 arasında değerler alır. Çakma kazıklar için 40 gibi yüksek değerler rapor edilmiştir. Kazığı çevreleyen zemin çakma işlemiyle sertleştiğinden göreceli büyük ortalama efektif düşey gerilme sergileyebilir.

Daha önce belirtildiği üzere zemin modülü ve arazi deney sonuçları arasındaki korelasyonlar birçok bilinmezliği içerir. Çizelge 2.14'de özetlendiği üzere kohezyonsuz zeminin rijitliği sadece genelleştirilmiş korelasyonlardan bulunamayan birçok parametrenin fonksiyonudur. Özel zemin türü için eğer varsa bulunan yerel korelasyonlar tercih edilmelidir.

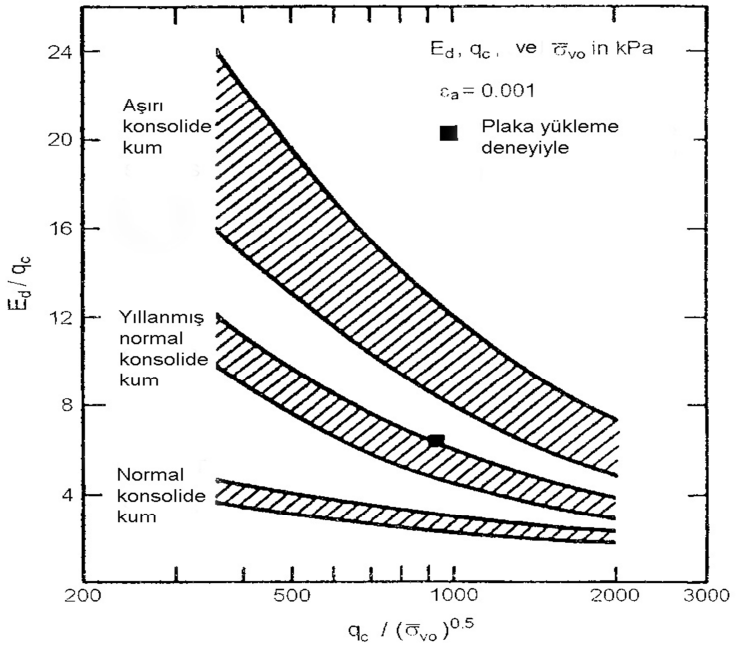
Çizelge 2.13. Kohezyonsuz zeminler için $E_d$ ve $q_c$ arasındaki korelasyon [Cushing, 2001]

| Kaynak | m | b (MPa) | Yorumlar |
|---|---|---|---|
| DeBeer ve Martens (1957) | 1.5 | 0 | - |
| Meyerhof (1965) | 1.9 | 0 | Sığ temeller |
| Schmertmann (1970) | 2.0 | 0 | NC kumlarda sığ temeller |
| Schmertmann ve ark. (1978) | 2.5 | 0 | Modifiye yöntem |
| Terzaghi ve ark., (1996) | 3.5 | 0 | Kumlar ve çakıllı kumlar üzerindeki kare ve dairesel yüklemeler |
| Webb (1970) | 2.50 | 7.17 | Doygun kum |
| Webb (1970) | 1.67 | 2.40 | Doygun killi kum |
| Milovic ve Stevanovic (1982) | 20-40 | 0 | Silika kumlarda çakma kazık |
| Poulos (1988) | 5.0 | 0 | Normal konsolide kumlarda çakma kazık |
| Poulos (1988) | 7.5 | 0 | Aşırı konsolide kumlarda çakma kazık |

Çizelge 2.14. Eksenel yükleme sırasında kohezyonsuz zeminlerin rijitliğini etkileyen faktörler [Baldi ve ark., 1989]

| Kategoriler | Faktörler |
|---|---|
| Materyal | Sınıflandırma |
| | Mineraloji |
| | Açısallık |
| Yapı | Tane düzenlemesi |
| | Tane oryantasyonu |
| Gerilme | Gerilme-şekil değiştirme geçmişi |
| | Ortalama efektif gerilme |
| | Kesme şekil değiştirmesi |
| Drenaj | Drenajsız |
| | Drenajlı |
| Zaman | Sünme oranı etkileri |

Baldi ve ark. (1989) gerilme geçmişi ve yaşlanmanın drenajlı elastisite modülü üzerindeki etkilerini laboratuvar üç eksenli deneyi ve koni penetrasyon testi (yakın zamanlı normal konsolide kumlar, yaşlanmış normal konsolide kumlar ve aşırı konsolide kumlar üzerindeki geniş kalibrasyon hücresiyle) ile Şekil 2.16'da göstermişlerdir. Şekil 2.16'da drenajlı zemin modülü ($E_d$) ortalama birim deformasyon değeri $10^{-3}$ değerinde ölçülmüş olup konsolidasyonlu ($K_0$) drenajlı ($CK_0D$) üç eksenli basınç deneyinden çıkartılabilen sekant değeridir. Deney sonuçları kumlardan bulunan farklı gerilme geçmişleri ve yaşları için $E_d/q_c$ değerleri arasında büyük farklılıklar göstermektedir.



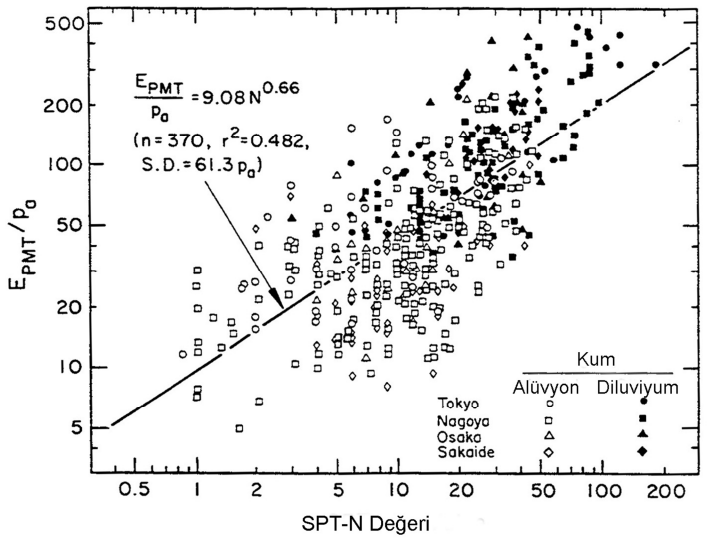

Şekil 2.16. CPT deney sonuçlarından drenajlı elastisite modülünün hesaplanması [Baldi ve ark., 1989]

Drenajlı modül, presiyometre ve dilatometre deney sonuçları kullanılarak da hesaplanabilir. Presiyometre modülü ($E_{PMT}$) yaklaşık olarak elastisite modülüne (E) eşit varsayılır [Kulhawy ve Mayne, 1990]. Şekil 2.16 $E_{PMT}$ ve standart penetrasyon deneyi N değeri arasındaki korelasyonu göstermektedir.

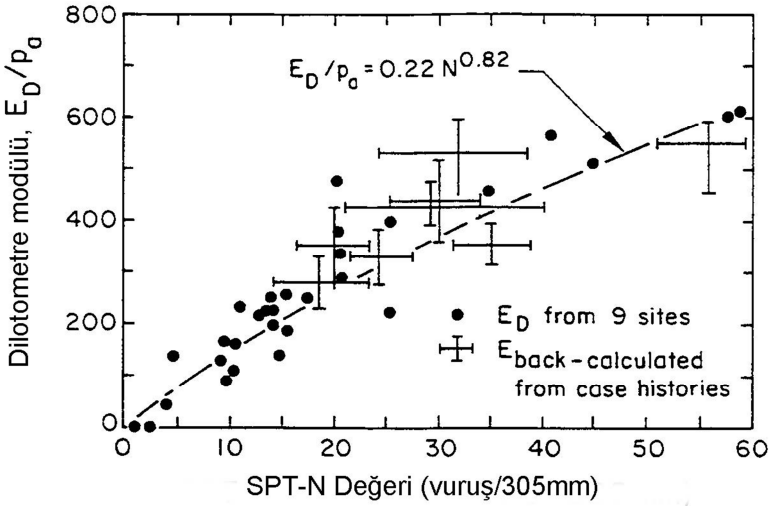
Şekil 2.17'de standart penetrasyon deneyi N değeri ve dilatometre modülü ($E_D$) arasındaki korelasyon kumlu silt için gösterilmiştir. Dilatometre modülü ile sekant

modülünün ($E_{se}$) ilişkisi şöyledir:

$$E_D = \frac{E_{se}}{(1-v_s^2)} \tag{2.29}$$




Şekil 2.17. Kumların PMT modülünün SPT-N değeri ile değişimi [Ohya ve ark., 1982]




Şekil 2.18. Kumlu siltlerde dilatometre modülü ile SPT-N değerinin değişimi [Mayne ve Frost, 1989]

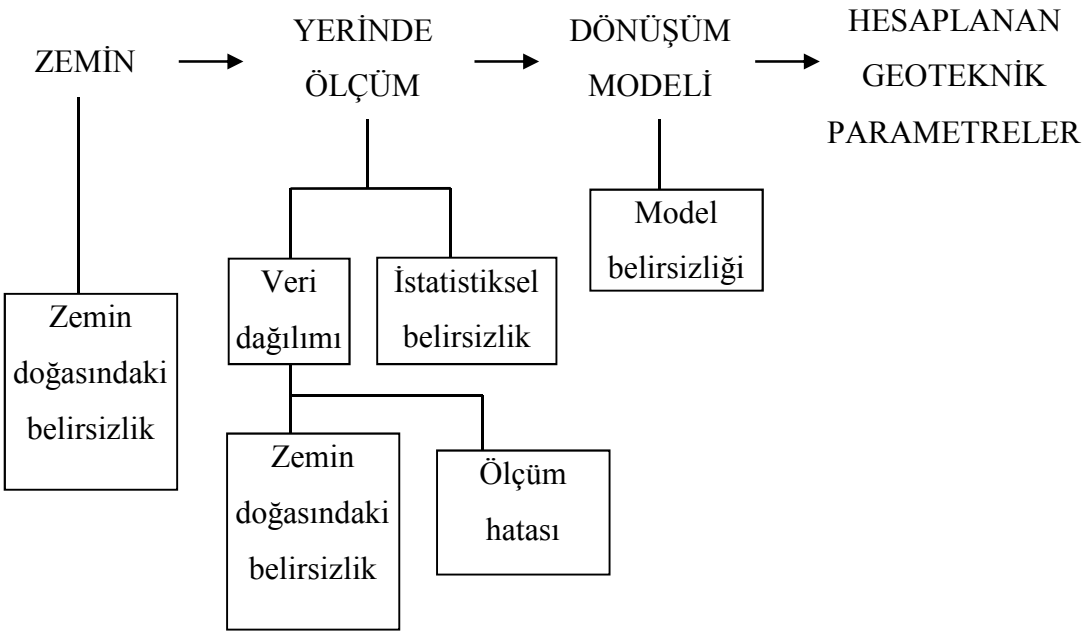
Elastik malzemeler için Young modülü ve Poisson oranı, kayma modülü (G) ile ilişkilidir:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{2.30}$$

E ve ν değerlerinde olduğu gibi G doğrusal değildir ve gerilmeye bağlıdır.

## 2.6. Geoteknik Parametre İstatistikleri

Tasarım için zemin özelliklerindeki değişimleri istatistiksel olarak hesaba katmak güvenilirliğe dayalı tasarımın bir parçasıdır. Geoteknik literatürde bildirilen istatistiksel zemin özellikleri genel kullanım için uygun değildir [Akbaş, 2007]. Çünkü bu istatistiksel bilgiler uniform belirsizlik kaynağı olarak kabul edilen toplam değişebilirlik analizinden belirlenmiştir. Oysa Şekil 2.19'da gösterildiği üzere geoteknik değişebilirlik tamamen farklı belirsizlik kaynaklarınından oluşan karışık bir yapıdır [Phoon ve Kulhawy, 1999b]. Belirli bir sahada istenilen zemin özelliklerinin değişim katsayılarının belirlenmesi için yeterli miktarda ölçümün yapılması gerekir. Fakat çoğu zaman yeterli sayıda ölçüm yapılamayabilir. Bu takdirde literatürde bildirilmiş olan zemin özelliklerinin varyans katsayıları ön planlamada yol gösterici olacaktır.




Şekil 2.19. Zemin özelliklerinin hesaplanmasındaki belirsizlik [Phoon ve Kulhawy, 1999b]

Geoteknik belirsizlik dikkatlice hesap edilmesi gerekli olup; bunlar ölçüm hataları, dönüşüm belirsizlikleri ve zeminin doğasındaki belirsizlikler olmak üzere üç adettir. Birinci belirsizlik, ekipman, yöntem, operatör ve ratgele test etme etkilerinden; ikinci belirsizlik, laboratuvar veya arazi deney sonuçlarını ampirik ve diğer korelasyonlarla zemin tasarım özelliklerine çevrilmesinden; üçünkü belirsizlik ise zemin formasyonunun özelliğinde olan doğal jeolojik süreçten kaynaklanır [Phoon ve Kulhawy, 1999a]. Bu belirsizliklerin tamamı saha koşullarına, ekipman kalitesine, deney süreçlerine ve korelasyon modelinin hassasiyetine bağlıdır.

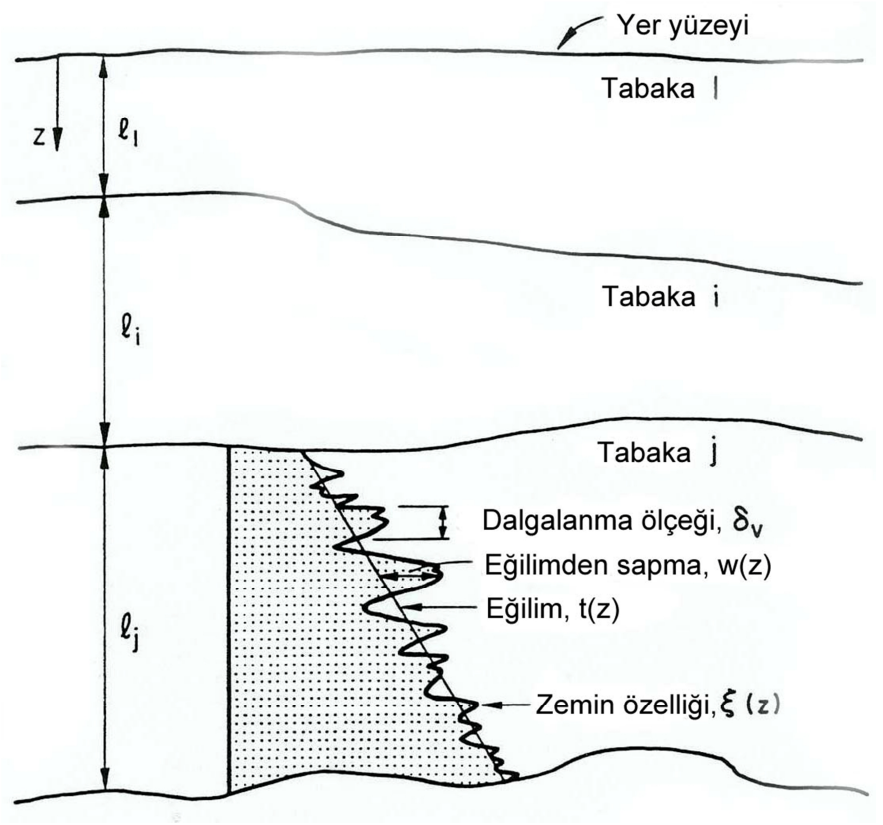
Phoon ve ark. (1995) daha önce güvenilirliğe dayalı tasarım amacıyla gerçekleştirilen bazı çalışmalardan (Spry ve ark., 1988; Orchant ve ark., 1988; Filippas ve ark., 1988; Kulhawy ve ark., 1992) yararlanarak geoteknik değişebilirliği istatistiksel bilgiler içerisinde açıklayan kapsamlı bir çalışma yapmıştır. Phoon ve ark. (1995) ve Yapısal Güvenlik Ortak Komitesinin (JCSS, 2001) önerdiği geoteknik analiz parametrelerinin istatistiksel özellikleri Çizelge 2.15'de verilmiştir.

Çizelge 2.15. Zeminin doğasındaki toplam değişkenliğin yaklaşık değerleri

| Test Türü | Özellik | Ortalama | COV (%) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|
| Lab. Dayanımı | $\phi$' | 20 - 40° | 5 - 15 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| CPT | $q_c$ | 0.5 - 30 MN/m$^2$ | 20 - 60 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| SPT | N | 10 - 70 vuruş | 25 - 50 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| DMT | $E_D$ | 10 - 50 MN/m$^2$ | 15 - 65 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| PMT | $E_{PMT}$ | 5 - 15 MN/m$^2$ | 15 - 65 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| Lab. indeksi | $\gamma$, $\gamma_d$ | 13 - 20 kN/m$^3$ | <10 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| Lab. indeksi | $D_r$ | 30 - 70 % | 10 - 40, 50 - 70 | Phoon ve Kulhawy (1999) |
| - | $\gamma$ | 20 kN/m$^3$ | 5 - 10 | JCSS (2001) |
| - | $\phi$' | ° | 10 - 20 | JCSS (2001) |
| - | E | MN/m$^2$ | 20-100 | JCSS (2001) |

Geoteknik güvenilirlik analizinde zemin özellikleri için normal (Gauss) dağılımı en çok rastlanan dağılımdır [JCSS, 2001]. Birtakım araştırmacılar (Lumb, 1966; Schultze, 1971) tarafından çok çeşitli zemin özelliklerinin normal dağılımı reddetmediği deneysel kanıtla desteklenmiştir. Ancak bu uygulama büyük olasılıkla modelleme kolaylığından tercih edilmektedir. Zemin yapılarının olasılıksal güvenilirlik analizinde normal dağılım seçilmesi fiziksel tutarsızlıklara yol açabilir. Örneğin kayma dayanımının negatif değerleri normal dağılıma uymayan bir durumdur. Bu tür tutarsızlıkların önüne geçmek için zemin özelliklerinin log-normal dağılımda seçilmesi önerilmektedir. Bu doğrultuda tez çalışmasında efektif içsel sürtünme açısı ve kayma modülü lognormal dağılıma sahip kabul edilmiştir.

### 2.6.1. Zeminin doğasındaki değişebilirlik




Şekil 2.20. Zeminin doğasındaki değişebilirlik [Phoon ve ark., 1995]

Zemin jeolojik ve çevresel etkilerin altında şekillenen fiziksel özellikleri karmaşık bir malzemedir [Phoon ve ark., 1995]. Doğal süreçlerden ötürü zemin özellikleri

düşey ve yatayda değişkenlik gösterir. Şekil 2.20'de gösterildiği üzere zemin parametrelerinin mekana bağlı değişim eğilim fonksiyonu (t(z): trend function) ve dalgalanma bileşeni (w(z)) ile Filippas ve ark. (1988) tarafından şöyle gösterilmiştir:

$$\xi(z) = t(z) + w(z) \tag{2.31}$$

Burada $\xi(z)$ = z derinliğindeki zemin özelliğidir. Zeminin doğasındaki değişebilirliğin standart sapması ($s_w$) şöyle hesaplanır:

$$S_w = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}[w(z_i)]^2} \tag{2.32}$$

Burada n = veri noktaları sayısı ve $w(z_i) = z_i$ derinliğindeki dalgalanmadır. Zemin doğasındaki değişkenliği birimsiz bir değer olan varyans katsayısı ile göstermek daha kullanışlıdır:

$$COV_w = \frac{s_w}{m_\xi} \tag{2.33}$$

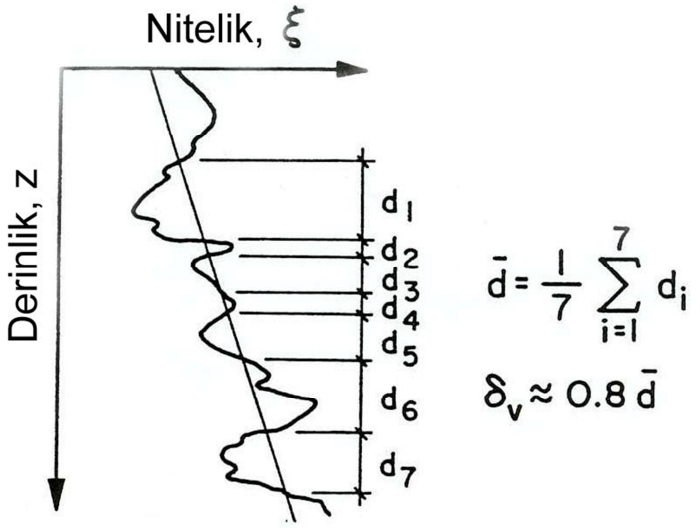
Burada $m_\xi$= ortalama zemin özelliğidir ve aşağıdaki şekilde bulunur:

$$m_\xi = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\xi(z_i) \tag{2.34}$$

Burada $\xi(z_i) = z_i$ derinliğindeki zemin özelliğidir. Zeminin doğasındaki değişkenliği tanımlamak için gerekli olan diğer parametre dalgalanma ölçeği veya korelasyon mesafesidir. Dalgalanma ölçeği zemin özelliklerinin kuvvetli korelasyon gösterme mesafesini ölçer. Vanmarcke (1977) tarafından aşağıdaki eşitlikle bulunabileceği belirtilmiştir:

$$\delta_v = 0.8\bar{d} \tag{2.35}$$

Burada $\delta_v$ = düşey dalgalanma ölçeği, d = Şekil 2.21'de gösterildiği üzere dalgalanma özelliğinin ve eğilim fonksiyonunun kesişim noktasıdır.




Şekil 2.21. Düşey dalgalanma ölçeğinin hesaplanması [Phoon ve ark., 1995]

Dalgalanma ölçeğinin düşük değerleri ortalamanın hızlı değişimini, $\delta_v$'nın yüksek değeri ise ortalamanın yavaş değişen doğasını anlatır [Wickremesinghe ve Campanella, 1993]. Dalgalanma ölçeği ile ilgili ayrıntılı bilgi Vanmarcke (1977) ve Baecher (1985) çalışmalarında bulunabilir.

Phoon ve ark. (1995) tarafından yapılan çalışmada zeminin doğasında bulunan değişebilirliğin değişim katsayıları Çizelge 2.16'da verilmiştir. Fakat burada sunulan değişim katsayıları gerçekte olandan daha yüksek olabilir. Farklı jeolojik birimlerden alınan zemin verilerinin karıştırılması, ekipman ve kontrollerin genelde yetersiz olması, zemin verisindeki deterministik eğilimlerin kaldırılmaması ve zemin verisinin uzun zaman periyodunda alınması bu sapmalarının sebeplerindendir [Phoon ve Kulhawy, 1999a].

Dalgalanma ölçeğinin çeşitli geoteknik parametreler için farklı zeminlerde gerçekleştirilen değerlendirmesinin sonuçları Çizelge 2.17'de verilmiştir. Çizelge 2.16 ve Çizelge 2.17'ye bakıldığında dalgalanma ölçeği hakkındaki bilginin varyans katsayısı bilgisine göre kısıtlı olduğu görülmektedir.

Çizelge 2.16. Bazı geoteknik parametrelerin doğasındaki değişim [Phoon ve ark., 1995]

| Nitelik[a] | Zemin | Veri sayısı | Test Sayısı/Grup | | Değer | | COV (%) | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Aralık | Ortalama | Aralık | Ortalama | Aralık | Ortalama |
| $\phi$' | Kum | 7 | 29-136 | 62 | 35-41° | 37.6° | 5-11 | 9 |
| tan$\phi$' | Kum | 13 | 6-111 | 45 | 0.65-0.92 | 0.744 | 5-14 | 9 |
| $q_c$ | Kum | 57 | 10-2039 | 115 | 0.4-29.2 | 4.10 | 10-81 | 38 |
| N | Kum | 22 | 2-300 | 123 | 7-74 | 35.1 | 19-62 | 54 |
| $D_r$ | Kum | 5 | - | - | 30-70 | 50 | 11-36[d] | 19[d] |
| $D_r$ | Kum | 5 | - | - | 30-70 | 50 | 49-74[e] | 61[e] |
| $E_D$ | Kum, silt | 16 | - | - | 10.4-53.4 | 21.6 | 7-67 | 36 |
| $E_{PMT}$ | Kum | 4 | - | - | 5.2-15.6 | 8.97 | 28-68 | 42 |

a: $\phi$' = efektif içsel sürtünme açısı; $q_c$ = konik uç direnci ; N = standart penetrasyon N değeri (vuruş/305 mm); $E_D$ = dilatometre modülü (MN/m$^2$), $E_{PMT}$ = pressiyometre modülü (MN/m$^2$), $D_r$ = rölatif sıkılık (%), c: laboratovar test türü bildirilmemiş, d= direkt yöntem belirlemesinin toplam değişebilirliği, e= SPT değerleri kullanılarak dolaylı belirlemenin toplam değişebilirliği

Çizelge 2.17. Bazı geoteknik parametrelerin dalgalanma ölçeği [Phoon ve ark., 1995]

| Dalgalanma yönü | Nitelik[a] | Zemin Türü | Çalışma sayısı | Dalgalanma ölçeği (m) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Aralık | Ortalama |
| Düşey | $s_u$ | Kil | 5 | 0.8-6.1 | 2.5 |
| | $q_c$ | Kum, kil | 7 | 0.1-2.2 | 0.9 |
| | $q_T$ | Kil | 10 | 0.2-0.5 | 0.3 |
| | $s_u$(VST) | Kil | 6 | 2.0-6.2 | 3.8 |
| | N | Kum | 1 | - | 2.4 |
| | $w_N$ | Kil | 3 | 1.6-12.7 | 5.7 |
| | $w_L$ | Kil | 2 | 1.6-8.7 | 5.2 |

Çizelge 2.17. (Devam) Bazı geoteknik parametrelerin dalgalanma ölçeği [Phoon ve ark., 1995]

| Dalgalanma yönü | Nitelik[a] | Zemin Türü | Çalışma sayısı | Dalgalanma ölçeği (m) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Aralık | Ortalama |
| Yatay | $\gamma$ | Kil | 2 | 2.4-7.9 | 5.2 |
| | $q_c$ | Kum, kil | 11 | 3.0-80.0 | 47.9 |
| | $q_T$ | Kil | 2 | 23.0-66.0 | 44.5 |
| | $s_u$(VST) | Kil | 3 | 46.0-60.0 | 50.7 |
| | $w_N$ | Kil | 1 | - | 170.0 |

a: $s_u$ = drenajsız kayma mukavemeti (laboratuvar deneyinden); $s_u$(VST) = Veyn kesme deneyinden $s_u$; $q_c$ = konik uç direnci; $q_T$ = düzeltilmiş konik uç direnci; N = standart penetrasyon N değeri; $w_N$ = doğal su içeriği, $w_L$ = likit limit

### 2.6.2. Ölçüm hatası

Zemin özellikleri fiziksel araçlarla ölçülmek zorundadır. Ölçümler esnasında hata yapılmaktadır. Ölçüm hataları, ekipman, yöntem, uygulayıcı, rastsal hatadan kaynaklanır [Phoon ve Kulhawy, 1999b]. Ölçülen niteliğin toplam değişebilirliği ($\xi_m$) Orchant ve ark. (1988) tarafından şöyle tanımlanmıştır:

$$\xi_m(z) = \xi(z) + e(z) \tag{2.36}$$

Burada $\xi$ = yerinde özellik, e = ölçüm hatasıdır. Eş. 2.31 ve Eş. 2.36 yeniden düzenlenerek şu hale gelir:

$$\xi_m(z) = t(z) + w(z) + e(z) \tag{2.37}$$

Burada t = deterministik eğilimdir ve w = doğasındaki değişebilirliktir. w ve e, farklı kaynaklardan vukuu bulduğu için birbiriyle korelasyonlarının olmadığı kabul edilir [Filippas ve ark., 1988; Kulhawy ve ark., 1992]. Aynı zemin farklı numune grupları üzerinde gerçekleştirilen deneyler arasındaki değişimlerden ölçüm hataları bulunur.

Laboratuvar deneyleri için regresyon analizi kullanılarak ölçüm hataları varyans katsayısı açısından Çizelge 2.18'de verilmiştir.

Çizelge 2.18. Yerinde deneylerin ölçüm hataları [Orchant ve ark., 1988]

| Deney | COV Ekipman (%) | COV Yöntem (%) | COV Rastsal (%) | COV[a] Toplam (%) | COV[b] Aralık (%) |
|---|---|---|---|---|---|
| SPT | 5[c]-75[d] | 5[c]-75[d] | 12-15 | 14[c]-100[d] | 15-45 |
| Mekanik CPT | 5 | 10[e]-15[f] | 10[e]-15[f] | 15[e]-22[f] | 15-25 |
| Elektrikli CPT | 3 | 5 | 5[e]-10[f] | 7[e]-12[f] | 5-15 |
| VST | 5 | 8 | 10 | 14 | 10-20 |
| DMT | 5 | 5 | 8 | 11 | 5-15 |
| PMT | 5 | 12 | 10 | 16 | 10-20[g] |
| Kendi delen PMT | 5 | 15 | 8 | 19 | 15-25[g] |

a: $COV\ (Toplam) = [COV(Ekipman)^2 + COV(Yöntem)^2 + COV(Rastsal)^2]^{0,5}$

b: COV hesaplanmasındaki sınırlı veri ve yargı barındırmaktadır

c: SPT deneyi şartları için en iyi senaryo

d: SPT deneyi şartları için en kötü senaryo

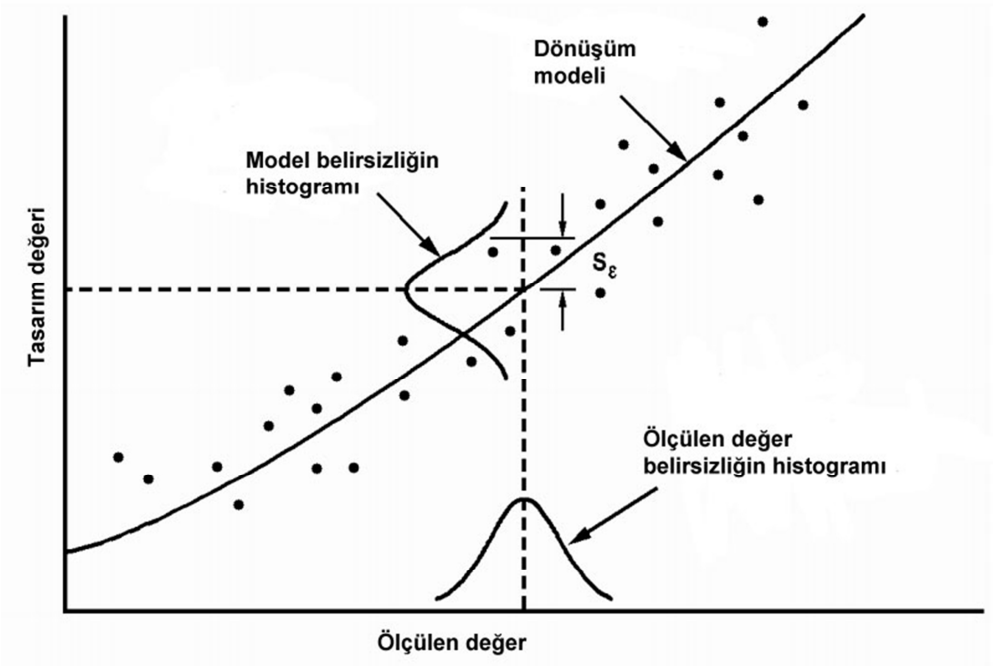
e: CPT ölçümlerinin uç direnci

f: CPT ölçümlerinin yanal direnci

g: $p_0$, $p_f$ ve $p_L$ hesaplamasına göre yapıldığı belirli değil

### 2.6.3. Dönüşüm belirsizliği

Test ölçümlerini, bir model yardımıyla tasarım parametrelerine dönüştürme belirsizlikler getirir. Çünkü çoğu dönüşüm modeli ampiriktir [Akbaş, 2007]. Teorideki basitleştirme ve idealleştirmelerden dolayı model belirsizliği oluşur. Dönüşüm modelinin veri yayılımı olasılıksal araçlar kullanılarak Şekil 2.22'de gösterildiği gibi tanımlanır. Dönüşüm modeli genelde regresyon analizi kullanılarak hesaplanır [Phoon ve Kulhawy, 1999b].




Şekil 2.22. Dönüşüm modelinin olasılıksal tanımlanması [Phoon ve Kulhawy, 1999b]

Kohezyonsuz zeminlerde diğer tasarım parametreleri ve deney ölçümleri için dönüşüm modellerinin mevcudiyeti kısıtlı olsa da Çizelge 2.19'da özetlenmiştir.

Çizelge 2.19. Kohezyonsuz zeminler için var olan korelasyonlar[Kulhawy ve Mayne, 1990]

| Özellik sınıfı | Zemin özelliği | Lab/ Teori korelasyonu | Arazi deneyi korelasyonu | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | SPT | CPT | CPTU | PMT | DMT |
| Temel tanımlama | Sınıflandırma | X | - | X | X | - | X |
| | Birim hacim ağırlık | X | - | - | - | - | - |
| | Rölatif sıkılık | - | X | X | X | - | X |
| Yerinde gerilme | Yatay zemin gerilmesi katsayısı | X | - | X | - | X | X |
| Mukavemet | Efektif içsel sürtünme açısı | X | X | X | - | X | X |

Çizelge 2.19. (Devam) Kohezyonsuz zeminler için var olan korelasyonlar [Kulhawy ve Mayne, 1990]

| Özellik sınıfı | Zemin özelliği | Lab/ Teori korelasyonu | Arazi deneyi korelasyonu | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | SPT | CPT | CPTU | PMT | DMT |
| Deforme olabilirlik | Poisson oranı | X | - | - | - | - | X |
| | Young modülü | X | X | - | - | X | - |
| | Sıkışma indeksi | X | - | - | - | - | - |
| | Kısıt modülü | X | - | X | - | - | - |
| | Yatak modülü | X | - | - | - | - | - |
| Permeabi-lite | Hidrolik iletkenlik | X | - | - | - | - | - |
| Sıvılaşma direnci | Devinimli gerilme oranı | - | X | X | - | - | X |

X: mevcut

### 2.6.4. Tasarım zemin parametrelerinin hesaplanması

Zeminin doğasındaki değişebilirlik, ölçüm hatası ve dönüşüm belirsizliği olasılıksal yaklaşım kullanılarak şöyle birleştirilebilir [Filippas ve ark., 1988]:

* Deney ölçümünün ($\xi_m$), aşağıdaki dönüşüm modeli verilen tasarım değeri ($\xi_d$) ile tahmin edildiğini varsayılır:

$$(\xi_d) = T(\xi_m, \varepsilon) \tag{2.38}$$

Burada T(·) = genelde doğrusal olmayan dönüşüm fonksiyonu, $\varepsilon$ = model belirsizliğidir.

* Eş. 2.37'deki $\xi_m$ değerini Eş. 2.38'de yerine koyarak zeminin doğasındaki değişkenlik (w) ve ölçüm hatası (e) hesaba katılır:

$$(\xi_d) = T(t + w + e, \varepsilon) \tag{2.39}$$

* Eş. 2.39 Taylor serisi açılımı kullanarak, (w, e, ε) ortalaması etrafında doğrusallaştırılır [Benjamin ve Cornell, 1970]:

$$\xi_d \approx T(t,0) + w\frac{\partial T}{\partial w}\Big|_{(t,0)} + e\frac{\partial T}{\partial e}\Big|_{(t,0)} + \varepsilon\frac{\partial T}{\partial \varepsilon}\Big|_{(t,0)} \quad (2.40)$$

* Eş. 2.40 üzerinde ikinci-moment olasılık teknikleri uygulanarak $\xi_d$ değerinin ortalaması ve varyansı hesaplanır [Benjamin ve Cornell, 1970]:

$$m_{\xi d} = T(t,0) \quad (2.41)$$

$$s_{\xi d}^2 \approx \left(\frac{\partial T}{\partial w}\right)^2 s_w^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial e}\right)^2 s_e^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial \varepsilon}\right)^2 s_\varepsilon^2 \quad (2.42)$$

Burada $m_{\xi d}$ ve $s_{\xi d}^2$ = sırasıyla $\xi_d$ değerinin ortalama ve varyansı, $s_w^2$ = zeminin doğasındaki değişebilirliğin varyansı, $s_e^2$ = ölçüm hatasının varyansı ve $s_\varepsilon^2$ = dönüşüm belirsizliğinin varyansıdır. Eş. 2.41 ve Eş. 2.42'de verilen ortalama ve varyans tasarım parametresinin ikinci moment istatistiklerini oluşturur. Temel tasarımı için tasarım parametresini belirli bir derinlikten ziyade aralıkta mekansal ortalamasını hesaplamak yaygındır [Phoon ve ark., 1995]. $\xi_d$ 'nin mekansal ortalaması şöyle bulunur:

$$\xi_a = \frac{1}{L_a}\int_{z_t}^{z_b} \xi_d(z)dz \quad (2.43)$$

Burada $\xi_a$= mekansal ortalama, $z_t$ ve $z_b$ = derinlik aralığının üst ve alt koordinatları, La = $z_b$ - $z_t$ = ortalama uzunluktur.

Eş. 2.40'ı Eş. 2.43'de yerine koyarak $\xi_a$ değerinin ortalama ve varyansı hesaplanır. Eğer t ve ∂t/∂w sabitse, ortalama aynı kalmasına rağmen varyans aşağıdaki hale gelir [Vanmarcke, 1983]:

$$s_{\xi a}^2 \approx \left(\frac{\partial T}{\partial w}\right)^2 \Gamma^2(\mathrm{L}) s_w^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial e}\right)^2 s_e^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial \varepsilon}\right)^2 s_\varepsilon^2 \quad (2.44)$$

Burada $\Gamma^2(\cdot)$ = mesafenin ortalama ($L_a$) uzunluğuna bağlı olan varyans azaltma fonksiyonudur. Pratik uygulamalar açısından varyans azaltma fonksiyonu şöyle tanımlanır [Vanmarcke, 1983]:

$$L_a \leq \delta_v \text{ için: } \Gamma^2(L_a) = 1 \quad (2.45)$$

$$L_a > \delta_v \text{ için: } \Gamma^2(L_a) = \delta_v / L_a \quad (2.46)$$

Burada $\delta_v$ = düşey dalgalanma ölçeğidir. Dalgalanma ölçeğinin tipik değerleri Çizelge 2.17'de verilmiştir.

## 2.7. Özet

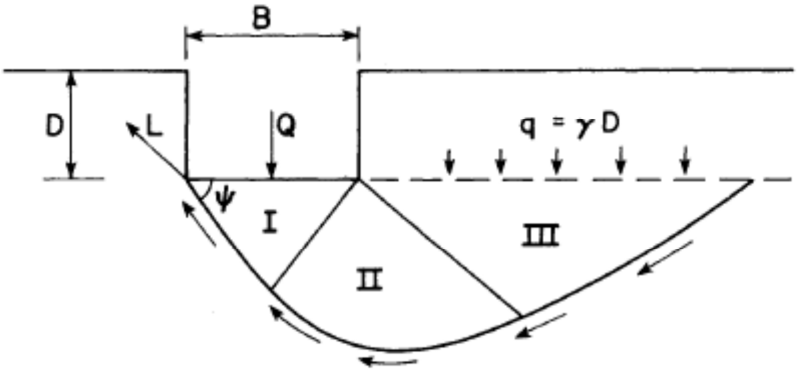
Kohezyonsuz zeminde yer alan temellerin güvenilirliğe dayalı tasarımının yapılabilmesi için geoteknik analiz parametrelerinin hesaplama yöntemleri ve istatistiksel özelliklerinin bilinmesi gerekir. İlk beş alt bölümde indeks parametrelerinden birim hacim ağırlık, rölatif sıkılık, minimum ve maksimum boşluk oranları tanımlanarak bu parametreler için kohezyonsuz zeminlerin aldığı tipik değerler özetlenmiştir. Yine bu değerlerinin ortalama ve varyans katsayıları literatür araştırmasıyla saptanmıştır. Örselenmemiş numune alma zorluğu ve boşluk oranlarının belirlenmesinde yapılan hatalardan dolayı rölatif sıkılığın arazi deneyleriyle bulunması gerekir. Bu yüzden rölatif sıkılığın standart penetrasyon testi ve koni penetrasyon deneyi ile korelasyonları anlatılmıştır. SPT deneyinin uygulanmasında ortaya çıkan ve deneyi etkileyen faktörler bulunduğundan SPT deneyinin düzeltme faktörlerine değinilmiştir. Zemin mukavemeti hakkında bilgi veren efektif sürtünme açısının üç eksenli, SPT, CPT deneylerinden bulunmasına yer verilmiştir. Zeminlerin deformasyon karakteristiğini etkileyen aşırı konsolidasyon oranı tartışılmıştır. Elastik zemin parametrelerinden drenajlı elastisite modülü ve

drenajlı Poisson oranı tanımlanarak, kohezyonsuz zeminde aldığı değerler ve istatistikleri literatür araştırmasıyla saptanmıştır. Efektif içsel sürtünme açısı, elastisite modülü ve SPT-N parametreleri arasındaki ilişkiler özetlenmiştir.

Geoteknik parametre belirsizlikleri zeminin doğasındaki değişebilirlik, ölçüm hatası ve dönüşüm belirsizliği olmak üzere üç alt başlıktan gelmektedir. Altıncı alt bölümde ise literatürden zemin parametrelerindeki belirsizliğin ortalama, varyans katsayısı, standart sapma değerleri belirlenmiştir.

# 3. KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDE BULUNAN TEMELLER İÇİN TAŞIMA GÜCÜ YÖNTEMLERİ

Bütün temeller yeterli taşıma gücü kapasitesine sahip olmaları şartıyla tasarlanır. Taşıma gücü zeminin fiziksel özellikleri (zemin mukavemet parametreleri, birim hacim ağırlık), temel geometrisi, temel derinliği ve zemin yenilme modu gibi birçok faktörün fonksiyonudur. Zemine belirli bir derinlikte birim alanda uygulanan maksimum yük, nihai taşıma gücü ($q_{ult}$) olarak tanımlanır. Şekil 3.1'de gösterildiği üzere $q_{ult}$, maksimum yükün (Q) D derinliğinde temel alanına (BxL) bölünmesine eşittir. Q, yapı yükleri, temel ağırlığı ve BxLxD hacimdeki dolgu ağırlığını içerir.



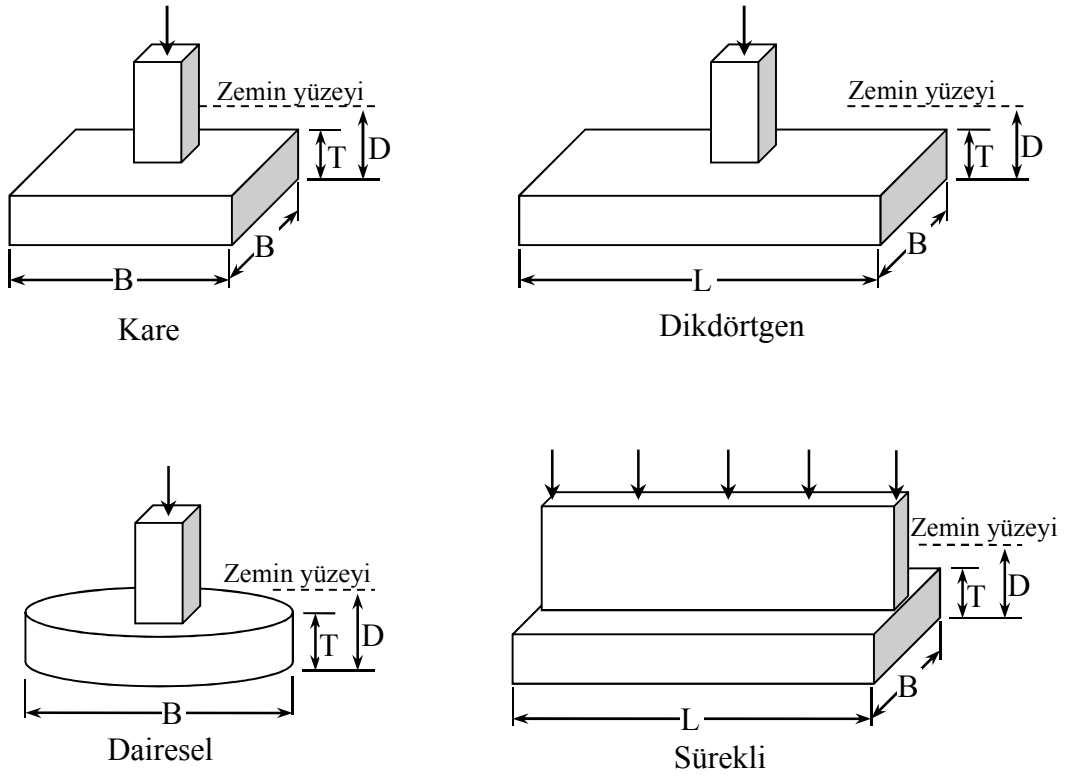

Şekil 3.1. Taşıma gücünün genel tanımı

Taşıma gücü kapasitesi 1930'lardan bu yana çalışılmaktadır. Temel mühendisliğinde muhtemelen en iyi tanımlanan tasarım alanlarından bir tanesidir. Buna rağmen teorik açıdan birçok belirsizlik vardır ve tam ölçekli arazi deney düzeltmeleri kısıtlıdır [Kulhawy ve ark., 1983]. Temellerin türlerine göre taşıma gücü fenomeni daha iyi anlaşılabilmektedir. Bu sebeple sığ ve derin temeller olmak üzere iki bölümde taşıma gücü ele alınacaktır.

## 3.1. Sığ Temeller

Sığ temeller geoteknik mühendisliğinde maliyeti düşük ve inşaası kolay olması dolayısıyla en yaygın kullanılan temel türüdür. Temel derinliğinin temel genişliğinden az veya eşit olduğu temellere sığ temel denir. Sığ temeller çeşitli

geometrilerde tekil ve radye temellerden oluşabilir. Şekil 3.2'de gösterildiği üzere zemin yüzeyinden temel tabanına olan mesafe D, temelin plan görünümünde kısa olan boyut B, uzun olan boyut L ve temel kalınlığı T ile gösterilir.




Şekil 3.2. Tekil temel şekil ve boyutları

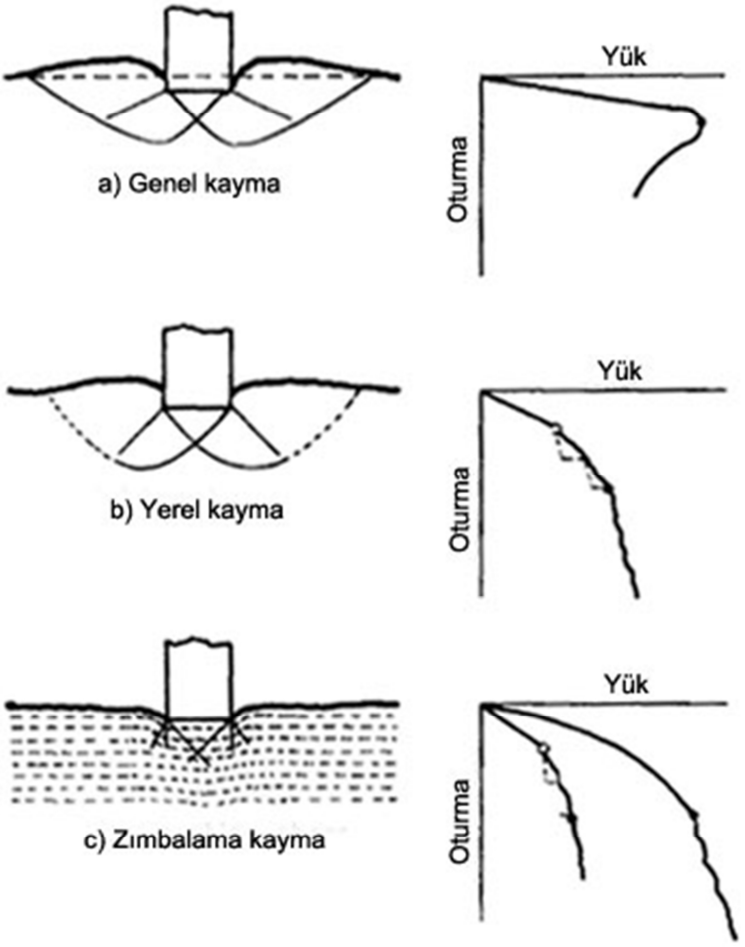
Taşıma gücü yenilmesi Şekil 3.3'de gösterildiği üzere temeli destekleyen zeminde kayma yenilmesi olarak üç ana biçimde görülür.

1. Genel kayma yenilmesi kırılgan türde yük-oturma eğrisi sergiler. Temel zemin arasında belirgin kayma yüzeyi ve zemin yüzeyinde kabarma gözlemlenebilir. Yenilme birçok durumda anidir.

2. Yerel kayma yenilmesi plastik türde yük-oturma eğrisi sergilemektedir. Yüzeyin bir kısmında kabarma yaygındır. Yenilme belirgin deplasmanla gerçekleşir.

3. Zımbalama kayma yenilmesi çok plastik türde yük-oturma davranışı gösterir. Kayma yüzeyi belirgin değildir. Yenilme sürekli oturma ile ilerler.

Yenilme modları arasındaki sınır açık değildir. Yaygın olarak genel kayma yenilmesi durumu görülür. Bu durumda genel kayma için analizler yapılır.




Şekil 3.3. Taşıma gücü yenilmesi [Vesic, 1975]

Sığ temelin tabanındaki brüt (gross) taşıma basıncı aşağıdaki şekilde hesaplanabilir:

$$q_{gross} = \frac{P+W_f}{A} - U_D \quad (3.1)$$

Burada $q_{gross}$= brüt taşıma basıncı, P = temele uygulanan yük, $W_f$= temel ağırlığı, A = temelin taban alanı, $U_D$= temel tabanındaki boşluk suyu basıncıdır.

Yeraltı su seviyesinin temel tabanı ile yüzey arasında olması durumunda temel tabanındaki net taşıma gücü ise ($q_{net}$) brüt taşıma gücü ile düşey efektif gerilme ($\sigma'_{z0}$) arasındaki farka eşittir (Eş. 3.2 ve Eş. 3.3):

$$q_{net} = q_{gross} - \sigma'_{z0} \tag{3.2}$$

$$\sigma'_{z0} = (D - z_{wD})\gamma + z_{wD}(\gamma_{sat} - \gamma_w) \tag{3.3}$$

Burada $z_{wD}$ = temel tabanı üzerindeki yer altı su seviyesi yüksekliği, $\gamma_w$ = suyun birim hacim ağırlığıdır. Temel taşıma eşitliklerinde $q_{gross}$ göz önüne alınırken oturma durumunda efektif düşey gerilmenin üzerine gerilmedeki net artış dikkate alınır. Bu sebeple oturma hesaplamalarında $q_{net}$ kullanılır.

### 3.1.1. Terzaghi taşıma gücü yöntemi

Terzaghi (1943) taşıma gücü yöntemi yaygın kabul gören ilk yöntemdir. Terzaghi, zemin yüzeyi ve D derinliği arasındaki zeminin kayma dayanımını ihmal ettiğinden, kayma yüzeyi bu derinlikte durur. Üstteki zemin sürşarj basıncı ile yer değiştirmiştir. Bu sebeple yaklaşım muhafazakardır ve sığ temellerle ($D \leq B$) sınırlandırılması sebebini açıklamaktadır. Aşağıdaki kabulleri içerir [Coduto, 2001]:

- Temel derinliği, temel genişliğinden küçük ya da eşittir ($D \leq B$).
- Temel genişliği uzunluğundan küçüktür ($B \leq L$).
- Temel tabanı, temel ve zemin arasında kayma oluşturmayacak kadar yeterli pürüzlülüktedir.
- Temel altındaki zemin homojen yarı sonsuz bir kütledir.
- Zeminin kayma dayanımı $\tau = c' + \sigma' tan\phi'$ formülü ile tanımlanır.
- Genel kayma yenilmesi hakimdir.

- Zeminde konsolidasyon görülmez.
- Temel zemine göre çok rijittir.
- Uygulanan yük basınç olarak ve temelin ağırlık merkezine düşey olarak moment oluşturmayacak şekilde uygulanır.

Terzaghi taşıma gücü yönteminin genel ifadesi aşağıda verilmiştir:

$$q_{ult} = cN_c\zeta_{cs} + qN_q + 0.5\gamma BN_\gamma\zeta_{\gamma s} \quad (3.4)$$

Burada c = kohezyon, $N_c, N_q ve N_\gamma$ = taşıma gücü faktörleri, $\zeta_{cs}\ ve\ \zeta_{\gamma s}$ = şekil faktörleri, q = sürşarj gerilmesi, $\gamma$ = birim hacim ağırlık ve B = temel genişliğidir. Eş. 3.4'de yer alan Terzaghi taşıma gücü faktörleri aşağıdaki gibidir:

$$a_\theta = e^{(0.75\pi - \theta/2)\tan\phi} \quad (3.5)$$

$$N_q = \frac{a_\theta^2}{2\cos^2\left(45 + {}^{\theta}/_{2}\right)} \quad (3.6)$$

$$\phi = 0 \text{ ise}, N_c = 5.70 \quad (3.7)$$

$$\phi > 0 \text{ ise}, N_c = \left(N_q - 1\right)\cot\phi \quad (3.8)$$

$$N_\gamma = \frac{\tan\phi}{2}\left(\frac{K_{p\gamma}}{\cos^2\phi} - 1\right) \quad (3.9)$$

c ve $\phi$ değerleri, yenilme yüzeyinin şeklinden dolayı, temelin aşağısı ve B derinliği arasındaki zemini temsil eder. Zemin yüzeyi ve D derinliği arasındaki zeminler ilave yük olarak davranır. Terzaghi yöntemi efektif gerilme analizleri için verilmiştir. Fakat toplam gerilme analizinde de gerekli parametreleri değiştirerek kullanılabilir.

Terzaghi'nin $K_{p\gamma}$ değerlerini grafik yöntemle bularak, $N_\gamma$ 'yı hesaplamada kullanmıştır [Coduto, 2001]. Ayrıca, diğer taşıma gücü faktörlerinin değerlerini hesaplamış ve sonuçları $\phi$'nın bir fonksiyon**u** olarak $N_c$, $N_q$ ve $N_\gamma$ tablo olarak Çizelge 3.1'de sunmuştur [Coduto, 2001].

Çizelge 3.1. Terzaghi eşitlikleri için taşıma gücü faktörleri

| $\phi$ (°) | $N_c$ | $N_q$ | $N_\gamma$ | $K_{p\gamma}$ |
|---|---|---|---|---|
| 0 | 5.7 | 1.0 | 0.0 | 10.8 |
| 5 | 7.3 | 1.6 | 0.5 | 12.2 |
| 10 | 9.6 | 2.7 | 1.2 | 14.7 |
| 15 | 12.9 | 4.4 | 2.5 | 18.6 |
| 20 | 17.7 | 7.4 | 5.0 | 25.0 |
| 25 | 25.1 | 12.7 | 9.7 | 35.0 |
| 30 | 37.2 | 22.5 | 19.7 | 52.0 |
| 34 | 52.6 | 36.5 | 36.0 | 76.0 |
| 35 | 57.8 | 41.4 | 42.4 | 82.0 |
| 40 | 95.7 | 81.3 | 100.4 | 141.0 |
| 45 | 172.3 | 173.3 | 297.5 | 298.0 |
| 48 | 258.3 | 287.9 | 780.1 | 599.2 |
| 50 | 347.5 | 415.1 | 1153.2 | 800.0 |

Buna rağmen, bilgisayarların kullanılmasıyla $N_\gamma$ formülünün ihtiyacı ortaya çıkmıştır [Coduto, 2001]. Terzaghi $N_\gamma$ eğrisini yakalamak için Coduto (2001) tarafından Eş. 3.10 geliştirilmiştir:

$$N_\gamma \approx \frac{2(N_q+1)\tan\phi}{1+0.4\sin(4\phi)} \tag{3.10}$$

Bu eşitlik Terzaghi $K_{p\gamma}$ değerlerinin yaklaşık %10'u içinde $N_\gamma$ değerleri sağlamaktadır.

Terzaghi teorisini sürekli temeller için geliştirmiştir. Dikdörtgen temeller, eğimli yükler veya derinlik, genişlik oranı büyük temeller gibi özel durumları dikkate almamaktadır. İki boyutlu problem olduğundan en basit durumdur. Model deneylerden bulduğu ampirik katsayıları ekleyerek teorisini kare ve dairesel

temellere uyarlamıştır. Ayrıca bu çalışmada Murthy'nin (2002) dikdörtgen temeller için Terzaghi eşitliklerinde kullandığı şekil faktörleri bu çalışmada kullanılmıştır (Çizelge 3.2).

Çizelge 3.2. Terzaghi taşıma gücü yöntemi için şekil faktörleri

| | Kare | Sürekli | Dairesel | Dikdörtgen |
|---|---|---|---|---|
| $\zeta_{cs}$ | 1.3 | 1.0 | 1.3 | 1+0.3(B/L) |
| $\zeta_{\gamma s}$ | 0.8 | 1.0 | 0.6 | 1-0.2(B/L) |

### 3.1.2. Meyerhof taşıma gücü yöntemi

Meyerhof (1951, 1963), Terzaghi'nin önerdiğine benzer bir taşıma gücü yöntemi önermiştir. Fakat önerdiği eşitlik Terzaghi'den farklı olarak şekil faktörünü ($\zeta_{qs}$) derinlik terimi ile birlikte içermektedir. Ayrıca temel yükü eğimli olduğunda, derinlik faktörünü ($\zeta_{id}$) ve eğim faktörünü ($\zeta_{i}$) formüle dahil etmiştir. Bu eklentilerle birlikte geliştirilen formüller aşağıda verilmiştir:

$$q_{ult} = cN_c\zeta_{cs}\zeta_{cd}\zeta_{ci} + qN_q\zeta_{qs}\zeta_{qd}\zeta_{qi} + 0.5\gamma BN_\gamma\zeta_{\gamma s}\zeta_{\gamma d}\zeta_{\gamma i} \quad (3.11)$$

Burada c = kohezyon, $N_c, N_q ve N_\gamma$ = taşıma gücü faktörleri, $\zeta_{cs}, \zeta_{qs}, \zeta_{\gamma s}$ = şekil faktörleri, $\zeta_{cd}, \zeta_{qd}, \zeta_{\gamma d}$= derinlik faktörleri, $\zeta_{ci}, \zeta_{qi}, \zeta_{\gamma i}$= eğim faktörleri, q = sürşarj gerilmesi, $\gamma$ = birim hacim ağırlık ve B = temel genişliğidir. Bu denklemde kullanılan faktörler aşağıda verilmiştir:

$$N_q = e^{\pi \tan\phi} \times \tan^2\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \quad (3.12)$$

$$\phi = 0° \text{ ise}, \mathrm{N_c} = 5.14 \quad (3.13)$$

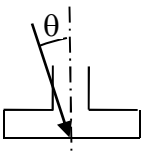
$$\phi > 0° \text{ ise}, N_c = \left(N_q - 1\right)\cot\phi \quad (3.14)$$

$$N_\gamma = \left(N_q - 1\right)\tan(1.4\phi) \tag{3.15}$$

$$K_p = \tan^2\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \tag{3.16}$$

Şekil, derinlik ve eğim faktörlerine ait büyüklükler Çizelge 3.3'de tanımlanmıştır.

Çizelge 3.3. Meyerhof taşıma gücü eşitlikleri için şekil, derinlik ve eğim faktörleri [Bowles, 1996]

| Faktörler | Şart | Değer |
|---|---|---|
| Şekil: $\zeta_{cs}$, $\zeta_{qs}$, $\zeta_{\gamma s}$ | $\phi \geq 0°$ | $\zeta_{cs} = 1 + 0.2K_p\frac{B}{L}$ |
| | $\phi \leq 10°$ | $\zeta_{qs} = \zeta_{\gamma s} = 1$ |
| | $\phi > 10°$ | $\zeta_{qs} = \zeta_{\gamma s} = 1 + 0.1K_p\frac{B}{L}$ |
| Derinlik: $\zeta_{cd}$, $\zeta_{qd}$, $\zeta_{\gamma d}$ | $\phi \geq 0°$ | $\zeta_{cd} = 1 + 0.2\sqrt{K_p}\frac{D}{B}$ |
| | $\phi \leq 10°$ | $\zeta_{qd} = \zeta_{\gamma d} = 1$ |
| | $\phi > 10°$ | $\zeta_{qd} = \zeta_{\gamma d} = 1 + 0.1\sqrt{K_p}\frac{D}{B}$ |
| Yük Eğim: $\zeta_{ci}$, $\zeta_{qi}$, $\zeta_{\gamma i}$ | $\phi \geq 0°$ | $\zeta_{ci} = \zeta_{qi} = \left(1 - \frac{\theta}{90^o}\right)^2$ |
|   | $\phi = 0°$ | $\zeta_{\gamma i} = 0$ |
| | $\phi > 0°$ | $\zeta_{\gamma i} = \left(1 - \frac{\theta}{\phi}\right)^2$ |

Çizelge 3.3'de verilen şekil, derinlik ve eğim faktörleri Meyerhof'dan (1963) alınmıştır ve bunlar 1951 yılında geliştirdiği formüllerden farklılık göstermektedir. Şekil faktörleri, $\zeta_{qs}$'nin eklenmesi dışında Terzaghi tarafından verilenlerle büyük ölçüde farklılık göstermemektedir. Bileşke kuvvetin dikeyden $\theta$ açısıyla eğimli halde etkimesi durumunda, taşıma gücünün azaltılmasını amaçlayan yük eğim faktörlerinin

kullanılmasını önermiştir. $\zeta_{\gamma i}$ faktörü kullanıldığı durumlarda $\phi = 0°$ ise, $\zeta_{\gamma i}$ 0 olarak alınmalıdır çünkü $\zeta_{ci}$ terimi için taban kohezyonu olsa bile bu terimle taban kayması görülür. Ayrıca $\theta = 0°$ ise bütün $\zeta_i$ faktörleri 1'e eşittir.

$D \approx B$ derinliğine kadar Meyerhof yöntemiyle hesaplanan nihai taşıma gücü değeri Terzaghi ile hesaplanandan çok büyük farklılık göstermemektedir [Bowles, 1996].

### 3.1.3. Hansen taşıma gücü yöntemi

Hansen (1970) tarafından genel taşıma gücü durumu için aşağıdaki eşitlikler ortaya koyulmuştur:

$$\phi = 0° \text{ ise}, q_{ult} = 5.14 s_u \left(1 + \zeta'_{cs} + \zeta'_{cd} - \zeta'_{ci} - \zeta'_{cg} - \zeta'_{cb}\right) + q \tag{3.17}$$

$$N_\gamma = 1.5\left(N_q - 1\right)\tan\phi \tag{3.18}$$

$N_q$ ve $N_c$ değerleri Eş. 3.12 - Eş. 3.14'de verilmiştir. Eş. 3.17'nin Meyerhof'un (1951) çalışmasının uzantısı olduğu kolayca görülebilir. Bu eşitlikler 1957 ve 1961 yıllarında önerilen düzeltmeleri ve uzantıları temsil etmektedir. Eklentiler, temelin yataydan $\zeta_{ib}$ eğimi ile temeli destekleyen zeminin $\beta$ açısı kadar eğimli olması durumları için taban faktörlerini ve yer eğim faktörleri $\zeta_{ig}$'yi içerir.

Hansen eşitlikleri hem yüseysel hem de derin temeller için dolaylı olarak herhangi bir D/B oranına izin verirler. $qN_q$ teriminin incelenmesiyle, büyük derinlikle nihai taşıma gücünde büyük artış önerir. Bu terimi kısıtlamak için Hansen aşağıdaki derinlik faktörlerini önermiştir:

$$\phi = 0° \text{ ise}, \zeta'_{cd} = 0.4k \tag{3.19}$$

$$\zeta_{cd} = 1.0 + 0.4k \tag{3.20}$$

$$\zeta_{qd} = 1 + 2\tan\phi\,(1 - \sin\phi)^2 k \tag{3.21}$$

$$\zeta_{\gamma d} = 1.0 \tag{3.22}$$

$$D/B \leq 1 \text{ ise, } k = {}^{D}/_{B} \tag{3.23}$$

$$D/B > 1 \text{ ise, } k = \tan^{-1}\left({}^{D}/_{B}\right) \tag{3.24}$$

Bu ifadelerin D/B = 1 durumunda süreksiz olduğu unutulmamalıdır. $\tan^{-1}\left({}^{D}/_{B}\right)$ terimi ise $\zeta_{cd}$ ve $\zeta_{qd}$ terimlerindeki artışı kontrol eder. Yük eğim faktörleri B ve L boyutunda aşağıda verilmiştir:

$$\phi = 0° \text{ ise, } \zeta_{c,Bi} = 0.5 - 0.5\sqrt{1 - \frac{H_B}{A_f \times c_a}} \tag{3.25}$$

$$\phi = 0° \text{ ise, } \zeta_{c,Li} = 0.5 - 0.5\sqrt{1 - \frac{H_L}{A_f \times c_a}} \tag{3.26}$$

$$\zeta_{c,Bi} = \zeta_{q,Bi} - \frac{1 - \zeta_{q,Bi}}{N_q - 1} \tag{3.27}$$

$$\zeta_{c,Li} = \zeta_{q,Li} - \frac{1 - \zeta_{q,Li}}{N_q - 1} \tag{3.28}$$

$$\zeta_{q,Bi} = \left[1 - \frac{0.5 H_B}{V + A_f c_a \cot\phi}\right]^{2.5} \tag{3.29}$$

$$\zeta_{q,Li} = \left|1 - \frac{0.5H_L}{V + A_f c_a \cot\phi}\right]^{2.5} \quad (3.30)$$

$$\zeta_{q,Li} = \left|1 - \frac{0.5H_L}{V + A_f c_a \cot\phi}\right]^{2.5} \quad (3.31)$$

$$\zeta_{\gamma,Bi} = \left|1 - \frac{0.7H_B}{V + A_f c_a \cot\phi}\right]^{3.5} \quad (3.32)$$

$$\zeta_{\gamma,Li} = \left|1 - \frac{0.7H_L}{V + A_f c_a \cot\phi}\right]^{3.5} \quad (3.33)$$

Burada, $H_B$ = temelin B boyutu yönünde etkiyen yük, $H_L$= temelin L boyutu yönünde etkiyen yük, V = temele etkiyen düşey yük, $A_f$ = etkili alan ($A_f$ = B'L') ve $c_a$= taban adhezyonudur ($c_a$: $0.6c<c_a<1.0c$, c: kohezyon). Şekil faktörleri B ve L boyutunda Eş. 3.34 - 3.41'de verilmiştir:

$$\phi = 0° \text{ ise, } \zeta'_{c,Bs} = 0.2\frac{B'}{L'}\zeta_{c,Bi} \quad (3.34)$$

$$\phi = 0° \text{ ise, } \zeta'_{c,Ls} = 0.2\frac{L'}{B'}\zeta_{c,Li} \quad (3.35)$$

$$\zeta_{c,Bs} = 1.0 + \frac{N_q}{N_c}\frac{B'}{L'}\zeta_{c,Bi} \quad (3.36)$$

$$\zeta_{c,Ls} = 1.0 + \frac{N_q}{N_c}\frac{L'}{B'}\zeta_{c,Li} \quad (3.37)$$

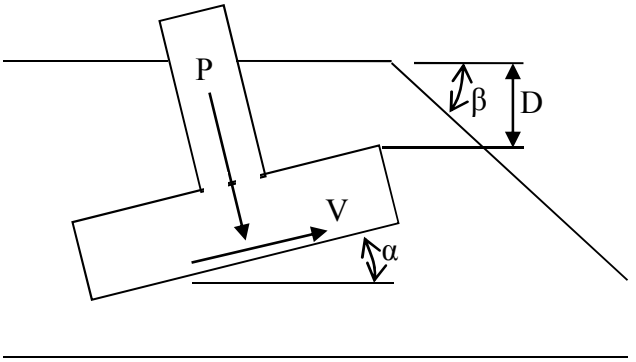
$$\zeta_{q,Bs} = 1.0 + \left(\frac{B'}{L'}\zeta_{q,Bi}\right)\sin\phi \quad (3.38)$$

$$\zeta_{q,Ls} = 1.0 + \left(\frac{L'}{B'}\zeta_{q,Li}\right)\sin\phi \tag{3.39}$$

$$\zeta_{\gamma,Bs} = 1.0 - 0.4\left(\frac{B'}{L'}\frac{\zeta_{\gamma,Bi}}{\zeta_{\gamma,Li}}\right) \geq 0.6 \tag{3.40}$$

$$\zeta_{\gamma,Ls} = 1.0 - 0.4\left(\frac{L'}{B'}\frac{\zeta_{\gamma,Li}}{\zeta_{\gamma,Bi}}\right) \geq 0.6 \tag{3.41}$$

Yer eğim faktörlerini tanımlamakta kullanılan bileşenler Şekil 3.4'de gösterilmiştir. Formüller ise Eş. 3.42 – Eş. 3.44'de verilmiştir:




Şekil 3.4. Taban eğim ve zemin eğimi faktörleri

$$\phi = 0° \text{ ise}, g'_c = \frac{\beta°}{147°} \tag{3.42}$$

$$\zeta_{cg} = 1.0 - \frac{\beta°}{147°} \tag{3.43}$$

$$\zeta_{qg} = \zeta_{\gamma g} = (1.0 - 0.5\tan\beta°)^5 \tag{3.44}$$

Taban eğim faktörleri Eş. 3.45 – Eş. 3.48'de verilmiştir:

$$\phi = 0° \text{ ise}, b_c' = \frac{\alpha^\circ}{147^\circ} \tag{3.45}$$

$$\zeta_{cb} = 1.0 - \frac{\alpha^\circ}{147^\circ} \tag{3.46}$$

$$\zeta_{qb} = exp(-2\alpha \tan\phi) \text{ (α: radyan)} \tag{3.47}$$

$$\zeta_{\gamma b} = exp(-2.7\alpha \tan\phi) \text{ (α: radyan)} \tag{3.48}$$

### 3.1.4. Vesic taşıma gücü yöntemi

Vesic'in (1973, 1975) geliştirdiği taşıma gücü ifadesi (Eş. 3.49), diğer kaynaklardan elde edilen teorik ve deneysel bulgulara dayanır [Skempton, 1951; Meyerhof, 1953; Hansen, 1961; Debeer ve Ladanyi, 1961; Meyerhof, 1963; Hansen, 1970]. Terzaghi'nin önerdiği yönteme mükemmel bir alternatiftir.

$$q_{ult} = cN_c\zeta_{cs}\zeta_{cd}\zeta_{ci}\zeta_{cg}\zeta_{ct} + qN_q\zeta_{qs}\zeta_{qd}\zeta_{qi}\zeta_{qg}\zeta_{qt} + \cdots \\ +0.5\gamma BN_\gamma\zeta_{\gamma s}\zeta_{\gamma d}\zeta_{\gamma i}\zeta_{\gamma g}\zeta_{\gamma t} \tag{3.49}$$

Eş. 3.49'da verilen taşıma gücü faktörleri aşağıda verilmiştir.

$$N_q = e^{\pi \tan\phi} \times \tan^2\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \tag{3.50}$$

$$N_c = \left(N_q - 1\right)\cot\phi \tag{3.51}$$

$$\phi = 0° \text{ ise}, N_c = 5.14 \tag{3.52}$$

$$N_\gamma = 2\left(N_q + 1\right)\tan\phi \tag{3.53}$$

Yukarıda belirtilen eşitliklerde tanımlanan taban ve zemin eğim faktörleri Şekil 3.4'de gösterilmiştir. Buna göre $\alpha \geq 0$, $\beta \geq 0$ ve $\alpha + \beta < 90°$ olmalıdır. Terzaghi formülü sadece yatay tabanlı, zemin yüzeyi düz bir temel üzerine etkiyen düşey yükleri dikkate alır. Fakat Vesic faktörleri bunların herhangi birisinin değişmesine izin verir [Coduto, 2001].

Vesic, temel şekil faktörlerini aşağıdaki şekilde tanımlamıştır:

$$\zeta_{cs} = 1.0 \frac{N_q}{N_c} \frac{B}{L} \tag{3.54}$$

$$\zeta_{qs} = 1.0 + (\frac{B}{L}) \tan \phi \tag{3.55}$$

$$\zeta_{\gamma s} = 1.0 - 0.4(\frac{B}{L}) \tag{3.56}$$

Sürekli temeller için B / L = 0 olduğundan, $\zeta_s$ faktörlerinin ihmal edilebileceği anlamına gelir. Yük eğim faktörleri, temel tabanına eksantrik olarak etkiyen durumda kullanılır. V temelin tabanına dik etkiyen bileşeni ve H temel tabanına paralel etkiyen bileşeni temsil eder. Yük eğim faktörleri aşağıda tanımlanmıştır:

$$\zeta_{ci} = 1.0 - \frac{mH}{A_f c_a N_c} \tag{3.57}$$

$$\zeta_{qi} = \left|1.0 - \frac{H}{V + A_f c_a \cot \phi}\right|^m \tag{3.58}$$

$$\zeta_{\gamma i} = \left|1.0 - \frac{H}{V + A_f c_a \cot \phi}\right|^{m+1} \tag{3.59}$$

$$\mathrm{A_f} = \mathrm{B'L'} \tag{3.60}$$

Burada $A_f$ etki alanıdır. Taban adhezyonu ($c_a$) ise $0.6c<c_a<1.0c$ arasındadır. m parametresi ise aşağıda tanımlanmıştır:

$$m = m_B = \frac{2+(B/L)}{1+(B/L)} \tag{3.61}$$

$$m = m_L = \frac{2+(L/B)}{1+(L/B)} \tag{3.62}$$

Yükün temel tabanına dik etkimesi durumunda, $\zeta_i$ faktörleri 1'e eşittir ve ihmal edilebilir. $\phi = 0$ iken $\zeta_i$ faktörleri de 1'e eşittir.

Vesic yaklaşımında, temel derinliği, aşağıdaki eşitliklerle dikkate alınmıştır:

$$\zeta_{cd} = 1.0 + 0.4k \tag{3.63}$$

$$\zeta_{qd} = 1 + 2\tan\phi\,(1-\sin\phi)^2 k \tag{3.64}$$

$$\zeta_{\gamma d} = 1.0 \tag{3.65}$$

$$D/B \leq 1 \text{ ise}, k = {}^{D}/_{B} \tag{3.66}$$

$$D/B > 1 \text{ ise}, k = \tan^{-1}\left({}^{D}/_{B}\right) \tag{3.67}$$

Sığ temeller (D/B ≤ 1) için Eş. 3.66 kullanılmalıdır. Bir şevin tepesine yakın olan temellerin taşıma gücü, düz zemin üzerine yerleştirilenlerden daha düşüktür. Bu durumu açıklayan yer eğim faktörleri aşağıda verilmiştir.

$$\phi = 0° \text{ ise}, \zeta_{cg} = 1 - \frac{\beta}{147°} \tag{3.68}$$

$$\zeta_{qg} = \zeta_{\gamma g} = (1.0 - \tan\beta)^2 \tag{3.69}$$

Zemin yüzeyi düz ise ($\beta$=0), $\zeta_g$ faktörleri 1'e eşit olur. Temellerin büyük bir çoğunluğunun tabanı yatay olarak inşa edilir. Buna rağmen, eğer uygulanan yük düşeyden büyük bir açı ile etkirse, uygulanan yükü tabana dik olarak yansıtmak için temelin tabanına aynı açıda eğim vermek uygun olabilir. Bu tür temellerin inşasının zor olduğu akıldan çıkarılmamalıdır. Bu durumda kullanılacak taban eğim faktörleri aşağıdaki gibidir:

$$\zeta_{ct} = 1.0 - \frac{\alpha}{147^\circ} \tag{3.70}$$

$$\zeta_{qt} = \zeta_{\gamma t} = \left(1.0 - \frac{\alpha \tan\phi}{57^\circ}\right)^2 \tag{3.71}$$

Temel tabanı yatay ise, $\zeta_t$ faktörlerinin tümü 1'e eşit olur.

### 3.1.5. Kulhawy taşıma gücü yöntemi

Kulhawy ve ark. (1983) pratikte karşılaşılan durumları geniş yükleme ve geometri koşullarında hesaba katmak için temel taşıma gücü yöntemlerini derleyerek geliştirmişlerdir. Bu yöntemin genel ifadesi aşağıda tanımlanmıştır:

$$q_{ult} = \frac{Q}{B'L'} = cN_c\zeta_{cr}\zeta_{cs}\zeta_{ci}\zeta_{ct}\zeta_{cg}\zeta_{cd} + \cdots$$
$$qN_q\zeta_{qr}\zeta_{qs}\zeta_{qi}\zeta_{qt}\zeta_{qg}\zeta_{qd} + 0.5B\gamma N_\gamma\zeta_{\gamma r}\zeta_{\gamma s}\zeta_{\gamma i}\zeta_{\gamma t}\zeta_{\gamma g}\zeta_{\gamma d} \tag{3.72}$$

Burada, B = temel genişliği, $N_c, N_q, N_\gamma$ = taşıma gücü faktörleri, $\zeta_{xy}$ = değiştiricilerdir. $\zeta$ değiştiricilerinde 1. alt indis kohezyon, derinlik veya sürşarj etkenini (c, $\gamma$, q); 2. alt indiste ise r, zeminin rijitliği; s, temelin şeklini; i, yük eğimini; t, temel tabanının dönmesini; g, temelin oturduğu zeminin eğimini; d,

temelin derinliğini temsil etmektedir. Taşıma gücü faktörleri ise şöyle tanımlanmaktadır:

$$N_q = e^{\pi \tan \phi} \times \tan^2 \left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \tag{3.73}$$

$$N_c = \left(N_q - 1\right) \cot \phi \tag{3.74}$$

$$N_\gamma = 2\left(N_q + 1\right) \tan \phi \tag{3.75}$$

Burada, $\phi$ = içsel sürtünme açısıdır. Vesic (1975), taşıma gücü problemlerinde zeminin deforme olabilirliğini hesaba katan çözüm önermiştir. Rijitlik indeksi ($I_r$) kavramı, sonsuz zemin kütlesindeki boşlukların genişleme teorisinden geliştirilmiştir ve şöyle tanımlanabilir:

$$I_r = \frac{G}{c + q \tan \phi} \tag{3.76}$$

Burada, G = zeminin kayma modülü, q = temel altında B/2 derinliğinde hesaplanan yüktür. Kayma modülü, Eş. 2.30 yardımıyla hesaplanır.

Poisson oranı ve rijitlik indeksi için tipik değerler Çizelge 2.10 ve Çizelge 3.4'de verilmiştir [Kulhawy ve ark., 1983].

Çizelge 3.4. Rijitlik indeksinin tipik değerleri

| Zemin | Rölatif Sıkılık, $D_r$ | Ortalama normal gerilme düzeyi, $\sigma_0$ (kg/cm$^2$) | Rijitlik indeksi |
|---|---|---|---|
| Chattahoochee kumu | % 80 | 0.1 | 200 |
| | | 1 | 118 |
| | | 10 | 52 |
| | | 100 | 12 |

Çizelge 3.4. (Devam) Rijitlik indeksinin tipik değerleri

| Zemin | Rölatif Sıkılık, $D_r$ | Ortalama normal gerilme düzeyi, $\sigma_0$ (kg/cm$^2$) | Rijitlik indeksi |
|---|---|---|---|
| | % 20 | 0.1 | 140 |
| | | 1 | 85 |
| Ottawa kumu | % 82 | 0.05 | 265 |
| | % 21 | 0.05 | 89 |
| Piedmont silti | - | 0.70 | 10-30 |

Rijitlik indeksi belirlendikten sonra, aşağıda şekilde tanımlanan kritik rijitlik indeksi ($I_{rc}$) ile karşılaştırılmalıdır:

$$I_{rc} = 0.5exp[(3.30 - 0.45B/L)\cot(45° - \phi/2)] \tag{3.77}$$

Eğer $I_r < I_{rc}$ ise yerel kayma ve zımbalama kayma durumu görülebilir. Bu durumda aşağıdaki bağıntılar geçerlidir:

$$\zeta_{qr} = exp\left\{[(-4.4 + 0.6B/L)\tan\phi] + \left[\frac{(3.07\sin\phi)(\log(2I_r))}{1+\sin\phi}\right]\right\} \tag{3.78}$$

$$\zeta_{\gamma r} = \zeta_{qr} \tag{3.79}$$

$$\phi > 0 \text{ ise, } \zeta_{cr} = \zeta_{qr} - \frac{(1-\zeta_{qr})}{(N_c\tan\phi)} \tag{3.80}$$

$$\phi = 0 \text{ ise, } \zeta_{cr} = 0.32 + 0.12B/L + 0.60log(I_r) \tag{3.81}$$

Eğer $I_r \geq I_{rc}$ ise zemin rijit-plastik malzeme gibi davranır ve genel kayma yenilmesi durumunu temsil etmek üzere Eş. 3.82 kullanılır.

$$\zeta_{qr} = \zeta_{\gamma r} = \zeta_{cr} = 1 \tag{3.82}$$

Vesic (1975), aktif Rankine kamasında ortalama hacimsel şekil değiştirmeyi dikkate almak için bir değişiklik daha önermiştir. Bu durum drenajlı yükleme için azaltılmış rijitlik indeksi ($I_{rr}$) ile sonuçlanan durumdur:

$$I_{rr} = I_r/(1 + I_r\Delta) \tag{3.83}$$

Bu durumda yukarıdaki eşitliklerde $I_r$'nin $I_{rr}$ ile yerdeğiştirmesi önerilmiştir. Burada, $\Delta$: hacimsel şekil değiştirmedir. Ortalama hacimsel yerdeğiştirme drenajlı üç eksenli testi veya pressiyometre gibi arazi deneylerinden belirlenebilir. Gevşek olmayan zeminler ($I_r > I_{rc}$) için $\Delta$ sıfır alınabilir. Diğer durumda aşağıdaki formül kullanılabilir [Trautmann ve Kulhawy, 1987]:

$$\Delta = 0.005[(45° - \phi')/20°]q'/p_a \tag{3.84}$$

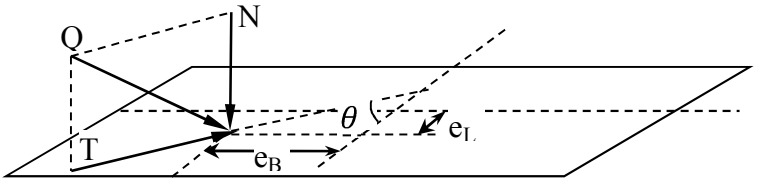
Burada, $p_a$ = atmosfer basıncı (101.3 kN/m$^2$), $\phi'$ = efektif içsel sürtünme açısıdır. Temel şekil faktörleri sonsuz sürekli temel ve dairesel temellerin kısıtlı çözümlerinden geliştirilmiştir. Aynı zamanda deneysel gözlemlerle desteklenmiştir:

$$\zeta_{cs} = 1 + (B/L)\left(N_q/N_c\right) \tag{3.85}$$

$$\zeta_{qs} = 1 + (B/L)\tan\phi \tag{3.86}$$

$$\zeta_{\gamma s} = 1 - 0.4\,(B/L) \tag{3.87}$$

Sürekli temel için $\zeta_s$ faktörleri bire eşittir. Dairesel veya kare temel için $B/L$ birdir. Yükleme temele eğimli ya da yüklemenin uygulama noktası simetri eksenine eksantrik olabilir (Şekil 3.5). Bu iki durum taşıma gücünü azaltır.




Şekil 3.5. Eğimli ve eksantrik yükleme [Kulhawy ve ark., 1983]

Eksantrisite azaltılmış temel boyutları kullanarak ele alınır:

$$B' = B - 2e_B \tag{3.88}$$

$$L' = L - 2e_L \tag{3.89}$$

Temelin yüklenmemiş bölgesindeki çekme problemlerini azaltmak amacıyla eksantrisite temel boyutunun 1/6'sını geçmemelidir. Yük eğimi, eğim faktörleri ile analiz edilir. Literatürde ilk zamanlarda sürekli temel için geliştirilen faktörler telem kısa boyutu (B) yönünde yapılan yüklemeye dayanmaktadır. Aşağıdaki faktörler dikdörtgen şekilleri ve değişen $\theta$ açılarını dikkate alır [Kulhawy ve ark., 1983]:

$$\zeta_{qi} = \left[1 - \frac{T}{N + B'L'c\cot\phi}\right]^n \tag{3.90}$$

$$\zeta_{\gamma i} = \left[1 - \frac{T}{N + B'L'c\cot\phi}\right]^{n+1} \tag{3.91}$$

$$\phi' > 0 \text{ ise } \zeta_{ci} = \zeta_{qi} - \frac{1-\zeta_{qi}}{N_c \tan\phi} \tag{3.92}$$

$$\phi' = 0 \text{ ise } \zeta_{ci} = 1 - \frac{nT}{cN_cB'L'} \tag{3.93}$$

B yönünde yükleme için ($\theta = 90°$) n şöyle verilir:

$$n_B = \frac{2+B/L}{1+B/L} \tag{3.94}$$

L yönünde yükleme için ($\theta = 0°$) n:

$$n_L = \frac{2+L/B}{1+L/B} \tag{3.95}$$

$$n_\theta = n_L \cos^2\theta + n_B \sin^2\theta \tag{3.96}$$

Diğer yükleme yönleri için n Eş. 3.96 ile verilir. Eğimli yükleme için temel, tabanı boyunca kayarak yenilmeye uğrayabilir. Yükün yatay bileşeni (T), Eş. 3.97 ile verilen kaymaya karşı direncin en büyük değerini geçmemelidir:

$$T_{max} = Ntan\delta + c_a B'L' \tag{3.97}$$

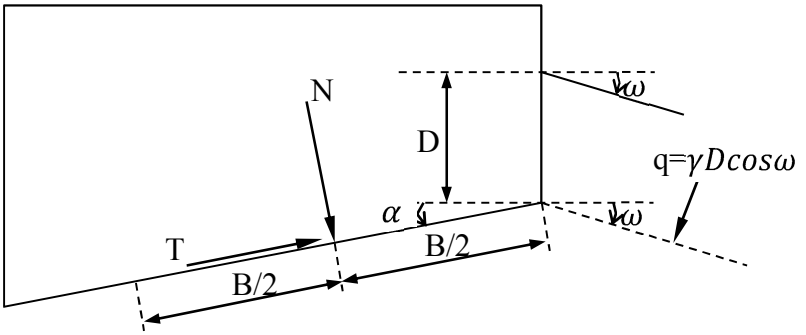
Burada, $\delta$: zemin-temel yüzeyi arasındaki sürtünme açısı, $c_a$: adhezyondur. Yerinde dökme beton için, $\delta = \phi$ ve $c_a$=$s_u$; pürüzsüz çelik için, $\delta = \phi/2$ ve $c_a$=$s_u$/2; pürüzlü çelik için, pürüzsüz çelik $\delta$ ve $c_a$ değerlerinin %50 arttırılması önerilir [Kulhawy ve Peterson, 1979; Potyondy, 1961]. Temel tabanı ve yerin eğimli olduğu durum Şekil 3.6'da gösterilmiştir.

Temel tabanı eğimli olduğunda aşağıdaki eşitlikler geçerlidir:

$$\zeta_{\gamma t} = (1 - \alpha \tan\phi)^2 \tag{3.98}$$

$$\zeta_{qt} = \zeta_{\gamma t} \tag{3.99}$$

$$\phi > 0 \text{ ise, } \zeta_{ct} = \zeta_{qt} - \frac{1-\zeta_{qt}}{N_c \tan\phi} \tag{3.100}$$




Şekil 3.6. Temel tabanı ve yerin eğimli olması durumu [Kulhawy ve ark., 1983]

$$\phi = 0 \text{ ise}, \zeta_{ct} = 1 - \frac{2\alpha}{\pi+2} \tag{3.101}$$

Burada, $\alpha$ radyandır. Eğimli yer durumu için faktörler:

$$\zeta_{qg} = (1 - \tan\omega)^2 \tag{3.102}$$

$$\zeta_{\gamma g} = \zeta_{qg} \tag{3.103}$$

$$\phi > 0 \text{ ise}, \zeta_{cg} = \zeta_{qt} - \frac{1-\zeta_{qt}}{N_c \tan\phi} \tag{3.104}$$

$$\phi = 0 \text{ ise}, \zeta_{cg} = 1 - \frac{2\omega}{\pi+2} \tag{3.105}$$

$$\phi = 0 \text{ ise}, \zeta_{\gamma g} = \zeta_{qg} = 1 \tag{3.106}$$

olarak tanımlanır. Burada, $\omega$ radyandır. Eğimli yer durumunda eğer $\phi = 0$ ise $N_\gamma$ terimi Eş. 3.107 ile hesaba katılmalıdır:

$$\omega > 0 \text{ ise } N_\gamma = -2\sin\omega \tag{3.107}$$

Eş. 3.98'den Eş. 3.107 dahil olmak üzere bu bağıntılarda aşağıdaki kısıtlamalar dikkate alınmalıdır:

$$\alpha < 45°, \quad \omega < 45°, \quad \omega < \phi \tag{3.108}$$

Hansen (1970) tarafından genel kullanılan yaklaşık formüller çelişki içermektedir. Çünkü D/B<1 ve D/B>1 durumları birbiriyle bağdaşmamaktadır. Bu durumu dikkate alan daha tutarlı formüller aşağıda önerilmiştir [Kulhawy ve ark., 1983]:

$$\zeta_{qd} = 1 + 2\tan\phi\,(1-\sin\phi)^2\tan^{-1}(D/B) \tag{3.109}$$

$$\zeta_{\gamma d} = 1 \tag{3.110}$$

$$\phi > 0 \text{ ise, } \zeta_{cd} = \zeta_{qd} - \frac{1-\zeta_{qd}}{N_c\tan\phi} \tag{3.111}$$

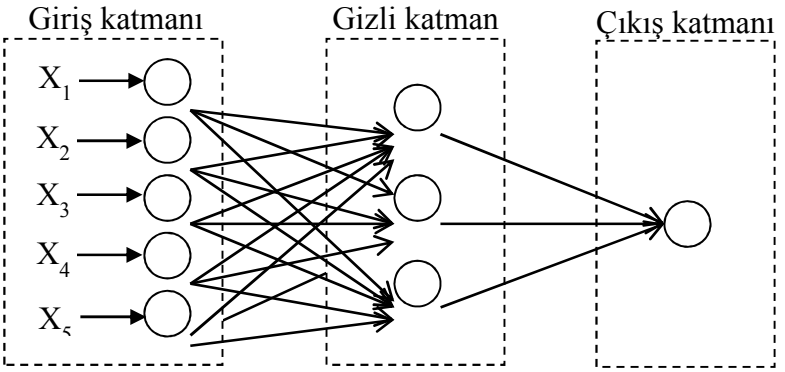
$$\phi = 0 \text{ ise, } \zeta_{cd} = 1 + 0.33\tan^{-1}(D/B) \tag{3.112}$$

Burada $\tan^{-1}$ teriminin radyan olduğu unutulmamalıdır.

### 3.1.6. YSA taşıma gücü yöntemi

YSA, beyin gibi biyolojik sinir sisteminden esinlenerek geliştirilmiş bir bilgi işleme sistemidir. İç içe bağlanmış çok sayıda nöron adı verilen işlem ünitelerinden oluşur. Nöronların ağırlıkla birbirine bağlandığı bir adım ötesindeki nöron birliği veya nörona katman denir. Giriş katmanı, YSA modeline girdilerin sunulduğu, çıkış katmanı ise modelin ürettiği sonucu ortaya koyan işlem yapılarıdır. Bu iki birim arasında kalan katmanlara gizli katman denir (Şekil 3.7). Katmanlardaki nöronlar bağlı olduğu diğer nörondan girdi sinyali alır. Herbir nöron, bir sonraki katmandaki ünitelere bağlanmıştır. Nöronlarla ilişkilendirilmiş sayısal ağırlıklar vardır. Ağırlıklar

nöronlar arasındaki etkinin doğasını ve sağlamlığını belirler. Herbir girdiden gelen sinyaller, girdilerin ağırlıklarının toplamları olarak işlem görür ve diğer nörona aktivasyon fonksiyonu ile aktarılır [Goh, 1994]. Şekil 3.7'de giriş katmanında beş, gizli katmanda üç ve çıkış katmanında bir nörona sahip tipik bir YSA yapısı görülmektedir [Tekin ve Akbaş, 2009].




Şekil 3.7. YSA yapısı

Nöronlar arasındaki ağırlıkların ayarlanması öğrenme olarak tanımlanır. Bu çalışmada kullanılan öğrenme algoritması geri yayılımdır [Rumelhart ve ark., 1986; Ghaboussi ve ark., 1991]. Öğrenme algoritması desenleri iki aşamada hesaplar. İlk aşamada giriş katmanından alınan veriler çıkış katmanına doğru ileri yönlü işlenir. Herbir çıktı nöronunda istenilen ile hesaplanan değerler arasında hata hesaplanır. İkinci aşama ise istenilen ile hesaplanan çıktılar arasındaki farkı azaltmak için çıktı katmanı ve gizli katmandaki ağırlıkların ayarlanmasıdır. Ağırlıkların ayarlanmasında genel delta kuralı yaygındır [Rumelhart ve ark., 1986]. Ağırlıkların yenilenmesi, öğrenme oranı ($\eta$) ve momentum katsayısı ($\alpha$) ile kontrol edilir.

Birçok taşıma gücü kapasitesi eşitliğinin temeli limit denge yöntemidir. Çeşitli araştırmacılar tarafından laboratuvar çalışmalarıyla taşıma gücü eşitliklerinden bulunan değerler doğrulanmaktadır. Deneysel çalışmalar genellikle küçük ölçekteki modellerde gerçekleştirilmektedir. Ölçek etkisi devreye girdiğinden taşıma gücü formülleri temellerin gerçekte var olan taşıma gücü değerlerinden daha fazla tahmin

etmektedir [Padmini ve ark., 1997]. Bu sebeple kohezyonsuz zemindeki sığ temeller için alternatif bir taşıma gücü tahmin yöntemi geliştirilmesi gereği duyulmuştur.

YSA ile sığ temellerin taşıma gücünün tahmini için çeşitli çalışmalar yapılmıştır [Padmini ve ark., 2007, Kuo ve ark., 2009, Kalinli ve ark., 2010]. Kuo ve ark. (2009) çalışmasında çok katmanlı nöron yapısına sahip YSA modeli oluşturarak kohezyonlu zeminlerin taşıma gücünü tahmin etmişlerdir. Padmini ve ark. (2007) tarafından kohezyonsuz zeminler üzerindeki sığ temeller üzerinde 79 adet yükleme deneyinden veri alınarak YSA ile çalışma yapılmıştır. Bu çalışmada temel boyutları, temel derinliği, zeminin efektif birim hacim ağırlığı ve efektif içsel sürtünme açısı model girdisi olarak kullanılmıştır. Geriyayılım algoritmasına sahip çok katmanlı ağın regresyon katsayısını 0.979 olarak belirlemişlerdir. Kalinli ve ark. (2010), Padmini ve ark.'nın (2007) kullandığı veritabanını kullanarak YSA ve karınca algortimasıyla sığ temellerin taşıma gücünün tahminine yönelik araştırma yapmışlardır. 1 Gizli katmanda 10 adet nöron kullanarak model geliştirmişlerdir. Geliştirdikleri modelin belirleme katsayısını 0.99 olarak bulmuşlardır.

Bu tez kapsamında YSA ile kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin taşıma gücü kapasitesi tahmini için MATLAB 7.12 programı ve Neural Networks araç kutusu kullanılmıştır. Ara katmanların sayısını ve bu katmanlardaki nöron sayılarını belirlemek için belirli bir kural yoktur. Çok katmanlı ağ yapısına sahip model için 2 gizli katman seçilmiştir. 1. gizli katman 7 nörona sahip tansig transfer fonksiyonu, 2. gizli katman ise 3 nörona sahip logsig transfer fonksiyonundan oluşmaktadır. Model performansı, korelasyon katsayısı (R), belirleme katsayısı ($R^2$), ortalama mutlak hata (MAE) ve hata karelerinin ortalamasının karekökü (RMSE) ile ölçülmüştür.

$$R = \frac{n\sum_{i=1}^{n}(f_i y_i) - \sum_{i=1}^{n} f_i \sum_{i=1}^{n} y_i}{\sqrt{n\sum_{i=1}^{n} f_i^2 - \left(\sum_{i=1}^{n} f_i\right)^2}\sqrt{n\sum_{i=1}^{n} y_i^2 - \left(\sum_{i=1}^{n} y_i\right)^2}} \tag{3.113}$$

$$MAE = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}|f_i - Y_i| \tag{3.114}$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(f_i - y_i)^2} \quad (3.115)$$

Burada n = örnek sayısı, $f_i$ ve $y_i$ = gerçek ve tahmin edilen değerlerdir. Belirleme katsayısının 1.0 olması durumu mükemmel sonuç üreten bir YSA modelinin varlığına işarettir. 0.8 ile 1.0 arasındaki belirleme katsayıları için ise tahmin edilen değerlerle ölçülen değerler arasında kuvvetli bir korelasyonun olduğu ortaya koyulmuştur [Smith, 1993].

Ortalama mutlak hata, yönleri dikkate almaksızın tahmin edilen değer hatalarının ortalama büyüklüğünü ölçer. Hata karelerinin ortalamasının karekökü ise tahmin ile ölçülen değerler arasındaki farkın karesini alarak ortalamasını bulur. Tahmin edilen değerlerinin doğrulunu ölçmek için MAE ve RMSE birlikte kullanılır. RMSE daima MAE'den büyük ya da eşittir. Aralarındaki büyük fark tahminlerdeki hatanın büyük varyansa sahip olduğunu gösterir. Eğer MAE, RMSE'e eşit ise bütün hatalar aynı büyüklüktedir. RMSE ve MAE değerleri tahmin edilen değerin birimiyle aynı birimde olduğundan yorumlanması diğer hata bildirim yöntemlerine göre kolaylık sağlar. MAE ve RMSE 0 ile ∞ arasında değerler alabilmesine rağmen her ikisi içinde küçük değerler iyi bir tahmin modelini gösterir.

Veri tabanının tümünün model eğitiminde kullanılması, tahmin başarısının ölçülememesine sebep olur. Verilerin sadece eğitim ve test olarak iki gruba ayrılması ise ezberlemeye sebep olabilir. Bundan dolayı, modelde kullanılan veriler, eğitim, test ve geçerlilik olmak üzere üç gruba rastgele şekilde ayrılmıştır. Rastgele ayırmada üç grubun istatistiksel özelliklerinin birbirine yakın olması göz önünde bulundurulmuştur. Gruplamadan sonra çapraz sağlama (Stone, 1974) durdurma kriteri olarak kullanılmıştır. Eğitim seti ağırlıkları güncellemede kullanılırken, geçerlilik setindeki hata izlenmiştir. Geçerlilik setinde hata arttığında eğitim durdurulmuştur. En son olarak test seti, modelin başarısını ölçmek için kullanılmıştır. Verilerin %60'ı eğitim için, %20'si geçerlilik için, geriye kalan %20'si ise test için bölünmüştür. Modelin eğitiminde kullanılan veritabanı Çizelge 3.5'de sunulmuştur. YSA modelinin verileri temel genişliği, temel boyu, temel boyunun genişliğine oranı,

efektif birim hacim ağırlık, efektif içsel sürtünme açısı olmak üzere beş adettir. Modelin tek çıkış verisi ise taşıma kapasitesidir.

Çizelge 3.5. Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | B (m) | D (m) | L/B | $\gamma'$ (kN/m$^3$) | $\phi'$ (°) | $q_u$ (kPa) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 0.60 | 0.30 | 2.00 | 9.85 | 34.9 | 270 | Muhs ve ark. (1969) |
| 2 | 0.60 | 0.00 | 2.00 | 10.2 | 37.7 | 200 | Muhs ve ark. (1969) |
| 3 | 0.60 | 0.30 | 2.00 | 10.2 | 37.7 | 570 | Muhs ve ark. (1969) |
| 4 | 0.60 | 0.00 | 2.00 | 10.85 | 44.8 | 860 | Muhs ve ark. (1969) |
| 5 | 0.60 | 0.30 | 2.00 | 10.85 | 44.8 | 1760 | Muhs ve ark. (1969) |
| 6 | 0.50 | 0.00 | 1.00 | 10.2 | 37.7 | 154 | Weiß (1970) |
| 7 | 0.50 | 0.00 | 1.00 | 10.2 | 37.7 | 165 | Weiß (1970) |
| 8 | 0.50 | 0.00 | 2.00 | 10.2 | 37.7 | 203 | Weiß (1970) |
| 9 | 0.50 | 0.00 | 2.00 | 10.2 | 37.7 | 195 | Weiß (1970) |
| 10 | 0.50 | 0.00 | 3.00 | 10.2 | 37.7 | 214 | Weiß (1970) |
| 11 | 0.52 | 0.00 | 3.85 | 10.2 | 37.7 | 186 | Weiß (1970) |
| 12 | 0.50 | 0.30 | 1.00 | 10.2 | 37.7 | 681 | Weiß (1970) |
| 13 | 0.50 | 0.30 | 2.00 | 10.2 | 37.7 | 542 | Weiß (1970) |
| 14 | 0.50 | 0.30 | 2.00 | 10.2 | 37.7 | 530 | Weiß (1970) |
| 15 | 0.50 | 0.30 | 3.00 | 10.2 | 37.7 | 402 | Weiß (1970) |
| 16 | 0.52 | 0.30 | 3.85 | 10.2 | 37.7 | 413 | Weiß (1970) |
| 17 | 0.50 | 0.00 | 1.00 | 11.7 | 37 | 111 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 18 | 0.50 | 0.00 | 1.00 | 11.7 | 37 | 132 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 19 | 0.50 | 0.00 | 2.00 | 11.7 | 37 | 143 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 20 | 0.50 | 0.01 | 1.00 | 11.7 | 37 | 137 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 21 | 0.50 | 0.03 | 4.00 | 11.7 | 37 | 109 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 22 | 0.50 | 0.13 | 4.00 | 11.7 | 37 | 187 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 23 | 0.50 | 0.30 | 1.00 | 11.7 | 37 | 406 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 24 | 0.50 | 0.30 | 1.00 | 11.7 | 37 | 446 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 25 | 0.50 | 0.30 | 4.00 | 11.7 | 37 | 322 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 26 | 0.50 | 0.50 | 2.00 | 11.7 | 37 | 565 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 27 | 0.50 | 0.50 | 4.00 | 11.7 | 37 | 425 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 28 | 0.50 | 0.00 | 1.00 | 12.41 | 44 | 782 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 29 | 0.50 | 0.00 | 4.00 | 12.41 | 44 | 797 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 30 | 0.50 | 0.30 | 1.00 | 12.41 | 44 | 1940 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 31 | 0.50 | 0.30 | 1.00 | 12.41 | 44 | 2266 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 32 | 0.50 | 0.50 | 2.00 | 12.41 | 44 | 2847 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 33 | 0.50 | 0.50 | 4.00 | 12.41 | 44 | 2033 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 34 | 0.50 | 0.49 | 4.00 | 12.27 | 42 | 1492 | Muhs ve Weiß (1978) |

Çizelge 3.5. (Devam) Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | B (m) | D (m) | L/B | $\gamma'$ (kN/m$^3$) | $\phi'$ (°) | $q_u$ (kPa) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 35 | 0.50 | 0.00 | 1.00 | 11.77 | 37 | 123 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 36 | 0.50 | 0.00 | 2.00 | 11.77 | 37 | 134 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 37 | 0.50 | 0.30 | 1.00 | 11.77 | 37 | 370 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 38 | 0.50 | 0.50 | 2.00 | 11.77 | 37 | 464 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 39 | 0.50 | 0.00 | 4.00 | 12 | 40 | 461 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 40 | 0.50 | 0.50 | 4.00 | 12 | 40 | 1140 | Muhs ve Weiß (1978) |
| 41 | 1.00 | 0.20 | 3.00 | 11.97 | 39 | 710 | Muhs and Weiß (1973) |
| 42 | 1.00 | 0.00 | 3.00 | 11.93 | 40 | 630 | Muhs and Weiß (1973) |
| 43 | 0.99 | 0.71 | 1.00 | 15.8 | 32 | 1774 | Briaud and Gibbens (1999) |
| 44 | 3.00 | 0.76 | 1.00 | 15.8 | 32 | 1019 | Briaud and Gibbens (1999) |
| 45 | 2.49 | 0.76 | 1.00 | 15.8 | 32 | 1158 | Briaud and Gibbens (1999) |
| 46 | 1.49 | 0.76 | 1.00 | 15.8 | 32 | 1540 | Briaud and Gibbens (1999) |
| 47 | 3.02 | 0.89 | 1.00 | 15.8 | 32 | 1161 | Briaud and Gibbens (1999) |
| 48 | 0.06 | 0.03 | 5.95 | 15.7 | 34 | 59 | Gandhi (2003) |
| 49 | 0.06 | 0.06 | 5.95 | 15.7 | 34 | 71 | Gandhi (2003) |
| 50 | 0.06 | 0.03 | 5.95 | 16.1 | 37 | 83 | Gandhi (2003) |
| 51 | 0.06 | 0.06 | 5.95 | 16.1 | 37 | 99 | Gandhi (2003) |
| 52 | 0.06 | 0.03 | 5.95 | 16.5 | 39.5 | 122 | Gandhi (2003) |
| 53 | 0.06 | 0.06 | 5.95 | 16.5 | 39.5 | 143 | Gandhi (2003) |
| 54 | 0.06 | 0.03 | 5.95 | 16.8 | 41.5 | 158 | Gandhi (2003) |
| 55 | 0.06 | 0.06 | 5.95 | 16.8 | 41.5 | 185 | Gandhi (2003) |
| 56 | 0.06 | 0.03 | 5.95 | 17.1 | 42.5 | 181 | Gandhi (2003) |
| 57 | 0.06 | 0.06 | 5.95 | 17.1 | 42.5 | 211 | Gandhi (2003) |
| 58 | 0.09 | 0.05 | 6.00 | 15.7 | 34 | 75 | Gandhi (2003) |
| 59 | 0.09 | 0.09 | 6.00 | 15.7 | 34 | 92 | Gandhi (2003) |
| 60 | 0.09 | 0.05 | 6.00 | 16.1 | 37 | 105 | Gandhi (2003) |
| 61 | 0.09 | 0.09 | 6.00 | 16.1 | 37 | 128 | Gandhi (2003) |
| 62 | 0.09 | 0.05 | 6.00 | 16.5 | 39.5 | 156 | Gandhi (2003) |
| 63 | 0.09 | 0.09 | 6.00 | 16.5 | 39.5 | 186 | Gandhi (2003) |
| 64 | 0.09 | 0.05 | 6.00 | 16.8 | 41.5 | 207 | Gandhi (2003) |
| 65 | 0.09 | 0.09 | 6.00 | 16.8 | 41.5 | 245 | Gandhi (2003) |
| 66 | 0.09 | 0.05 | 6.00 | 17.1 | 42.5 | 236 | Gandhi (2003) |
| 67 | 0.09 | 0.09 | 6.00 | 17.1 | 42.5 | 280 | Gandhi (2003) |
| 68 | 0.15 | 0.08 | 5.95 | 15.7 | 34 | 98 | Gandhi (2003) |
| 69 | 0.15 | 0.15 | 5.95 | 15.7 | 34 | 122 | Gandhi (2003) |
| 70 | 0.15 | 0.08 | 5.95 | 16.1 | 37 | 143 | Gandhi (2003) |
| 71 | 0.15 | 0.15 | 5.95 | 16.1 | 37 | 176 | Gandhi (2003) |
| 72 | 0.15 | 0.08 | 5.95 | 16.5 | 39.5 | 211 | Gandhi (2003) |
| 73 | 0.15 | 0.15 | 5.95 | 16.5 | 39.5 | 255 | Gandhi (2003) |

Çizelge 3.5. (Devam) Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | B (m) | D (m) | L/B | $\gamma'$ (kN/m$^3$) | $\phi'$ (°) | $q_u$ (kPa) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 74 | 0.15 | 0.08 | 5.95 | 16.8 | 41.5 | 285 | Gandhi (2003) |
| 75 | 0.15 | 0.15 | 5.95 | 16.8 | 41.5 | 343 | Gandhi (2003) |
| 76 | 0.15 | 0.08 | 5.95 | 17.1 | 42.5 | 335 | Gandhi (2003) |
| 77 | 0.15 | 0.15 | 5.95 | 17.1 | 42.5 | 401 | Gandhi (2003) |
| 78 | 0.09 | 0.05 | 1.00 | 15.7 | 34 | 68 | Gandhi (2003) |
| 79 | 0.09 | 0.09 | 1.00 | 15.7 | 34 | 91 | Gandhi (2003) |
| 80 | 0.09 | 0.05 | 1.00 | 16.1 | 37 | 99 | Gandhi (2003) |
| 81 | 0.09 | 0.09 | 1.00 | 16.1 | 37 | 132 | Gandhi (2003) |
| 82 | 0.09 | 0.05 | 1.00 | 16.5 | 39.5 | 148 | Gandhi (2003) |
| 83 | 0.09 | 0.09 | 1.00 | 16.5 | 39.5 | 192 | Gandhi (2003) |
| 84 | 0.09 | 0.05 | 1.00 | 16.8 | 41.5 | 197 | Gandhi (2003) |
| 85 | 0.09 | 0.09 | 1.00 | 16.8 | 41.5 | 254 | Gandhi (2003) |
| 86 | 0.09 | 0.05 | 1.00 | 17.1 | 42.5 | 229 | Gandhi (2003) |
| 87 | 0.09 | 0.09 | 1.00 | 17.1 | 42.5 | 296 | Gandhi (2003) |
| 88 | 0.15 | 0.08 | 1.00 | 15.7 | 34 | 91 | Gandhi (2003) |
| 89 | 0.15 | 0.15 | 1.00 | 15.7 | 34 | 124 | Gandhi (2003) |
| 90 | 0.15 | 0.08 | 1.00 | 16.1 | 37 | 135 | Gandhi (2003) |
| 91 | 0.15 | 0.15 | 1.00 | 16.1 | 37 | 182 | Gandhi (2003) |
| 92 | 0.15 | 0.08 | 1.00 | 16.5 | 39.5 | 201 | Gandhi (2003) |
| 93 | 0.15 | 0.15 | 1.00 | 16.5 | 39.5 | 265 | Gandhi (2003) |
| 94 | 0.15 | 0.08 | 1.00 | 16.8 | 41.5 | 276 | Gandhi (2003) |
| 95 | 0.15 | 0.15 | 1.00 | 16.8 | 41.5 | 362 | Gandhi (2003) |
| 96 | 0.15 | 0.08 | 1.00 | 17.1 | 42.5 | 325 | Gandhi (2003) |
| 97 | 0.15 | 0.15 | 1.00 | 17.1 | 42.5 | 424 | Gandhi (2003) |
| 98 | 0.99 | 0.71 | 1.00 | 15.5 | 42.6 | 1079 | Briaud and Gibbens (1994) |
| 99 | 1.49 | 0.76 | 1.01 | 15.5 | 41.7 | 2500 | Briaud and Gibbens (1994) |
| 100 | 3.02 | 0.89 | 1.00 | 15.5 | 40.1 | 10300 | Briaud and Gibbens (1994) |
| 101 | 2.49 | 0.76 | 1.00 | 15.5 | 40.7 | 7271 | Briaud and Gibbens (1994) |
| 102 | 3.00 | 0.76 | 1.00 | 15.5 | 40.3 | 10000 | Briaud and Gibbens (1994) |
| 103 | 1.10 | 0.72 | 1.18 | 18 | 45.2 | 1808 | Bergdahl ve ark. (1985) |
| 104 | 0.55 | 0.36 | 1.18 | 18 | 45.4 | 368 | Bergdahl ve ark. (1985) |
| 105 | 1.10 | 0.72 | 1.18 | 18 | 36 | 200 | Bergdahl ve ark. (1985) |
| 106 | 1.60 | 1.04 | 1.13 | 18 | 34 | 1328 | Bergdahl ve ark. (1985) |
| 107 | 0.55 | 0.36 | 1.18 | 18 | 39 | 149 | Bergdahl ve ark. (1985) |
| 108 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 25 | DiMillio (1994) |
| 109 | 0.46 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 57 | DiMillio (1994) |
| 110 | 0.46 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 88 | DiMillio (1994) |
| 111 | 0.61 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 126 | DiMillio (1994) |
| 112 | 0.91 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 274 | DiMillio (1994) |

Çizelge 3.5. (Devam) Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | B (m) | D (m) | L/B | $\gamma'$ (kN/m$^3$) | $\phi'$ (°) | $q_u$ (kPa) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 113 | 0.61 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 118 | DiMillio (1994) |
| 114 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 35 | DiMillio (1994) |
| 115 | 0.46 | 0.00 | 1.00 | 18 | 34 | 74 | DiMillio (1994) |
| 116 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 461 | Canepa (1990) |
| 117 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 386 | Canepa (1990) |
| 118 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 377 | Canepa (1990) |
| 119 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 368 | Canepa (1990) |
| 120 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 335 | Canepa (1990) |
| 121 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 305 | Canepa (1990) |
| 122 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 400 | Canepa (1990) |
| 123 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 296 | Canepa (1990) |
| 124 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 390 | Canepa (1990) |
| 125 | 0.71 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 221 | Canepa (1990) |
| 126 | 0.71 | 1.00 | 1.97 | 19.5 | 32 | 350 | Canepa (1990) |
| 127 | 0.71 | 1.00 | 2.96 | 19.5 | 32 | 516 | Canepa (1990) |
| 128 | 1.00 | 0.43 | 1.00 | 19.5 | 32 | 383 | Canepa (1990) |
| 129 | 1.00 | 0.63 | 1.00 | 19.5 | 32 | 433 | Canepa (1990) |
| 130 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 19.5 | 32 | 435 | Canepa (1990) |
| 131 | 0.70 | 1.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 365 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 132 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 632 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 133 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 773 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 134 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 685 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 135 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 560 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 136 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 500 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 137 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 598 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 138 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 584 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 139 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 716 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 140 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 825 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 141 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 922 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 142 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 659 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 143 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 640 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 144 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 626 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 145 | 0.70 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 300 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 146 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 726 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 147 | 1.00 | 0.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 927 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 148 | 0.70 | 1.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 425 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 149 | 0.70 | 1.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 462 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 150 | 0.70 | 1.00 | 1.00 | 16.8 | 35 | 477 | Mestat ve Berthelon (2001) |
| 151 | 0.70 | 0.20 | 1.00 | 16.8 | 35 | 329 | Mestat ve Berthelon (2001) |

Çizelge 3.5. (Devam) Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | B (m) | D (m) | L/B | $\gamma'$ (kN/m$^3$) | $\phi'$ (°) | $q_u$ (kPa) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 152 | 0.31 | 0.00 | 1.00 | 18.0 | 45.2 | 70 | Levy ve Morton (1974) |
| 153 | 0.31 | 0.00 | 1.00 | 18.0 | 45.2 | 77 | Levy ve Morton (1974) |
| 154 | 0.31 | 0.00 | 1.00 | 18.0 | 46.3 | 132 | Levy ve Morton (1974) |
| 155 | 0.75 | 0.00 | 1.00 | 18.0 | 36.2 | 103 | Lin ve ark. (1987) |
| 156 | 0.45 | 0.00 | 1.00 | 18.0 | 38.8 | 50 | Lin ve ark. (1987) |
| 157 | 0.45 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 45.8 | 193 | Rodin (1961) |
| 158 | 0.75 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 45 | 482 | Rodin (1961) |
| 159 | 0.45 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 44.2 | 92 | Rodin (1961) |
| 160 | 0.75 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 43.6 | 574 | Rodin (1961) |
| 161 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 41.4 | 38 | Rodin (1961) |
| 162 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 44.8 | 54 | Rodin (1961) |
| 163 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 45.5 | 81 | Rodin (1961) |
| 164 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.8 | 45.9 | 152 | Rodin (1961) |
| 165 | 0.30 | 0.30 | 1.00 | 20.8 | 50 | 240 | Rodin (1961) |
| 166 | 0.25 | 0.25 | 1.00 | 16.3 | 42.6 | 68 | Ismael (1985) |
| 167 | 0.50 | 0.50 | 1.00 | 16.3 | 42.2 | 388 | Ismael (1985) |
| 168 | 0.61 | 0.00 | 1.00 | 14.2 | 28 | 35 | Adams ve Collin (1997) |
| 169 | 0.61 | 0.30 | 1.00 | 14.5 | 32.7 | 77 | Adams ve Collin (1997) |
| 170 | 0.61 | 0.00 | 1.00 | 14.7 | 35 | 73 | Adams ve Collin (1997) |
| 171 | 0.91 | 0.00 | 1.00 | 14.8 | 35.9 | 269 | Adams ve Collin (1997) |
| 172 | 0.61 | 0.00 | 1.00 | 14.8 | 35.9 | 120 | Adams ve Collin (1997) |
| 173 | 0.46 | 0.00 | 1.00 | 14.8 | 35.9 | 55 | Adams ve Collin (1997) |
| 174 | 1.70 | 0.00 | 1.71 | 18 | 38.3 | 1258 | Kirsch ve ark. (1986) |
| 175 | 0.45 | 1.00 | 1.00 | 18.4 | 36 | 123 | Viana da Fonseca ve ark. (2003) |
| 176 | 1.20 | 0.00 | 1.00 | 18.4 | 38 | 830 | Viana da Fonseca ve ark. (2003) |
| 177 | 0.31 | 0.31 | 1.00 | 19 | 39 | 33 | Frost (1970) |
| 178 | 0.61 | 0.00 | 1.00 | 19 | 39 | 96 | Frost (1970) |
| 179 | 0.31 | 0.00 | 1.00 | 19 | 39 | 39 | Frost (1970) |
| 180 | 1.05 | 0.00 | 1.00 | 21.5 | 53 | 4340 | Lin ve ark. (1998) |
| 181 | 0.90 | 0.00 | 1.00 | 21.5 | 53 | 3262 | Lin ve ark. (1998) |
| 182 | 0.75 | 0.00 | 1.00 | 21.5 | 53 | 1882 | Lin ve ark. (1998) |
| 183 | 0.80 | 0.00 | 1.00 | 17.4 | 41 | 223 | Long (1998) |
| 184 | 0.63 | 0.00 | 1.00 | 17.6 | 41.8 | 145 | Long (1998) |
| 185 | 0.46 | 0.00 | 1.00 | 16.4 | 37.7 | 22 | Long (1998) |
| 186 | 0.31 | 2.50 | 1.00 | 15.8 | 38.9 | 46 | Bazaraa (1967) |
| 187 | 0.31 | 2.50 | 1.00 | 15.8 | 39.4 | 46 | Bazaraa (1967) |
| 188 | 0.31 | 1.20 | 1.00 | 18 | 31.2 | 18 | Bazaraa (1967) |
| 189 | 0.31 | 1.20 | 1.00 | 18 | 30.7 | 20 | Bazaraa (1967) |
| 190 | 0.31 | 1.20 | 1.00 | 18 | 37.7 | 41 | Bazaraa (1967) |

Çizelge 3.5. (Devam) Sığ temel taşıma gücü modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

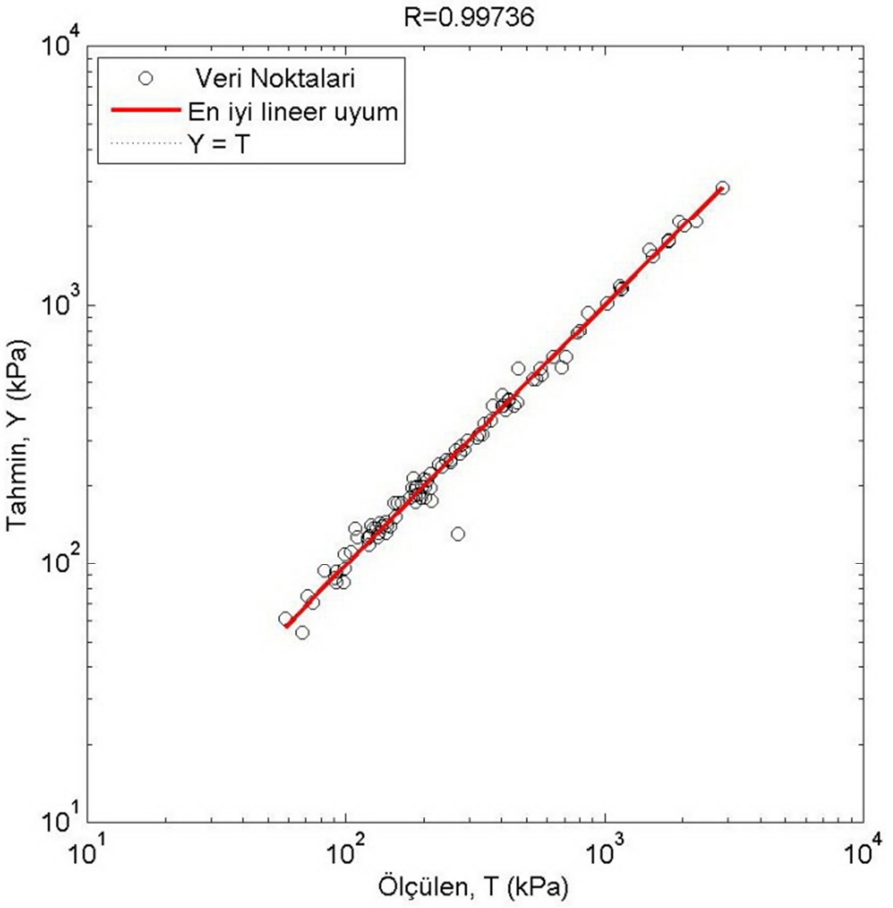
| No | B (m) | D (m) | L/B | γ' (kN/m$^3$) | ϕ' (°) | $q_u$ (kPa) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 191 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.4 | 41.7 | 115 | Bazaraa (1967) |
| 192 | 1.20 | 0.00 | 1.00 | 20.4 | 41.5 | 1627 | Bazaraa (1967) |
| 193 | 0.30 | 1.00 | 1.00 | 20.4 | 41.7 | 75 | Bazaraa (1967) |
| 194 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.4 | 38.1 | 47 | Bazaraa (1967) |
| 195 | 1.20 | 0.31 | 1.00 | 20.4 | 39.5 | 1409 | Bazaraa (1967) |
| 196 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.4 | 39.3 | 73 | Bazaraa (1967) |
| 197 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 20.4 | 37.9 | 30 | Bazaraa (1967) |
| 198 | 0.30 | 0.00 | 1.00 | 15.8 | 36.8 | 21 | Thornburn (1963) |
| 199 | 0.61 | 3.35 | 1.00 | 17.3 | 39.9 | 263 | Bazaraa (1967) |
| 200 | 0.61 | 3.35 | 1.00 | 17.3 | 39.9 | 221 | Bazaraa (1967) |
| 201 | 0.31 | 0.00 | 1.00 | 16.2 | 40.8 | 25 | Meigh ve Nixon (1961) |
| 202 | 0.76 | 0.00 | 1.00 | 16.2 | 41 | 300 | Meigh ve Nixon (1961) |
| 203 | 0.31 | 0.00 | 1.00 | 16.2 | 40.8 | 45 | Meigh ve Nixon (1961) |

Geliştirilen YSA modelinin girdi verilerinin aralıkları modelin tahmin etme başarısını etkilemektedir. Bu nedenle sığ temellerin taşıma gücünün tahmininde kullanılacak verilerin Çizelge 3.6'da sunulan sınırlar içerisinde olmasına dikkat edilmesi gerekmektedir.

Çizelge 3.6. Sığ temel taşıma gücü YSA modelinde kullanılan verilerin aralıkları

| Model girdisi | En küçük değer | En büyük değer |
|---|---|---|
| Temel genişliği, B (m) | 0.06 | 3.02 |
| Temel derinliği, D (m) | 0 | 3.35 |
| Temel boyunun genişliğine oranı, L/B | 1 | 6 |
| Efektif birim hacim ağırlık, γ' (kN/m$^3$) | 9.85 | 21.5 |
| Efektif içsel sürtünme açısı, ϕ' (°) | 28 | 53 |

Bu çalışmada geliştirilen modelin korelasyon katsayısı (R) 0.99736, $R^2$ = 0.99, MAE = 19.6 kPa, RMSE = 38.6 kPa olarak bulunmuştur (Şekil 3.8).

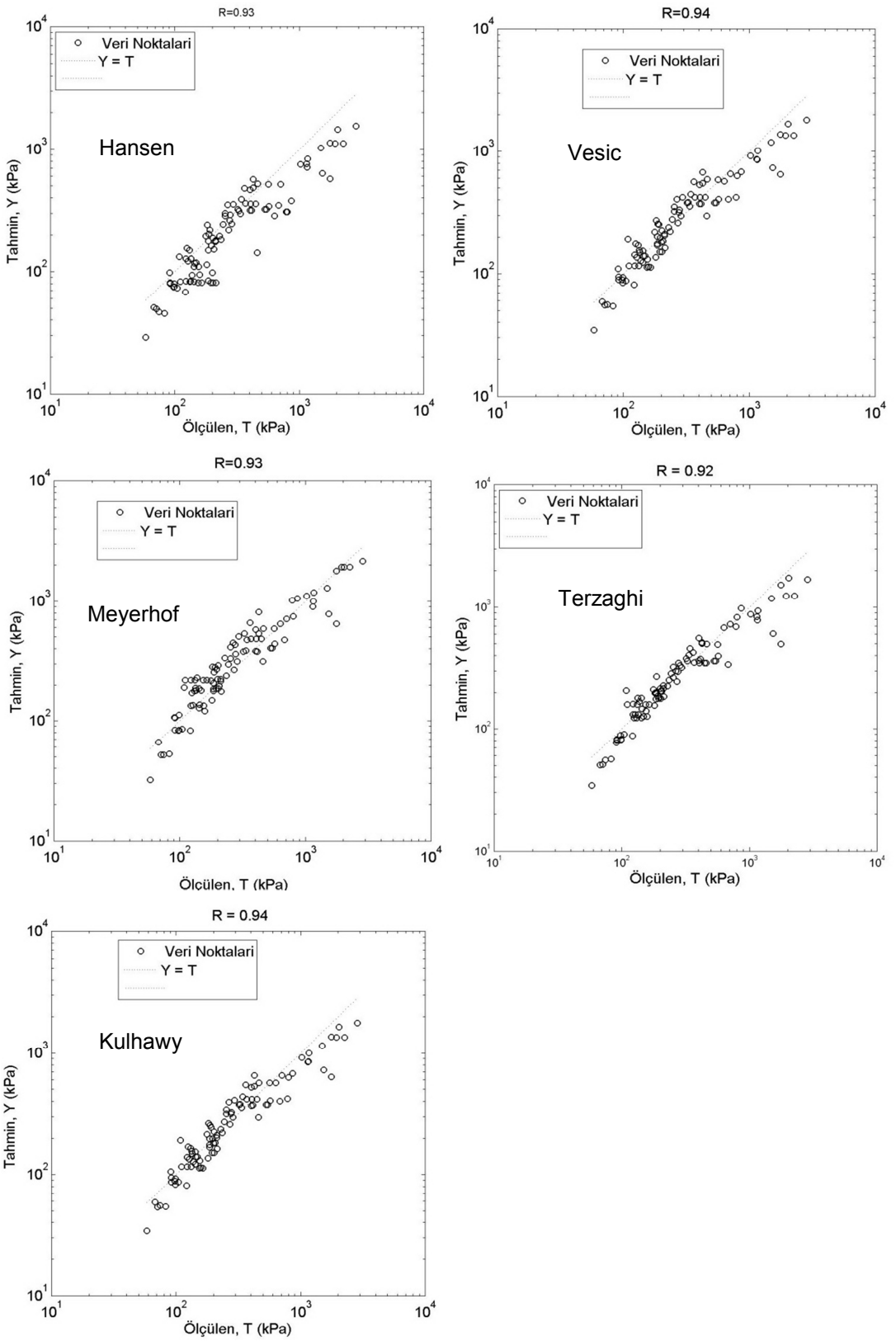



Şekil 3.8. Sığ temel taşıma gücü yöntemi için YSA başarısı

Geliştirilen YSA ile taşıma gücü kapasitesinin tahminine yönelik modelin başarısı Çizelge 3.5 ve Şekil 3.8 kullanılarak geleneksel taşıma gücü yöntemleri ile karşılaştırılmıştır.

Çizelge 3.7. Sığ temeller için YSA ile geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin Çizelge 3.5'deki veritabanı için karşılaştırması

| Yöntem | $R^2$ | RMSE (kPa) | MAE (kPa) |
|---|---|---|---|
| Hansen | 0.87 | 302.3 | 155.6 |
| Vesic | 0.89 | 236.3 | 115.5 |
| Meyerhof | 0.88 | 188.3 | 100.7 |
| Terzaghi | 0.85 | 254.5 | 109.3 |
| Kulhawy | 0.90 | 240.0 | 115.3 |
| YSA | 0.99 | 38.6 | 19.6 |




Şekil 3.9. Sığ temellerin geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin korelasyon katsayıları

Çizelge 3.5'de sunulan veritabanı kullanılarak elde edilen Çizelge 3.7 ve Şekil 3.9'a göre taşıma gücü yöntemlerinin belirleme katsayısı ($R^2$) yüksekten düşüğe doğru YSA 0.99, Kulhawy 0.90, Vesic 0.89, Meyerhof 0.88, Hansen 0.87, Terzaghi 0.85 olarak belirlenmiştir. YSA yönteminin ortalama mutlak hata değeri en iyi geleneksel taşıma gücünü tahmin eden yöntemin MAE'sinin %16'sıdır (38.6 kPa, 240.0 kPa). YSA yönteminin hata karelerinin ortalamasının karekökü ise en iyi geleneksel taşıma gücünü tahmin eden yöntemin RMSE'sinin %18'idir (19.6 kPa, 109.3 kPa). Padmini ve ark.'nın (2007) kohezyonsuz zeminde bulunan sığ temellerin taşıma gücü kapasitesinin YSA yöntemiyle tahmini çalışmasında $R^2$ değeri 0.99, RMSE değeri ise 65 kPa'dır. Bu sonuçlara göre sığ temellerin YSA ile taşıma gücünün tahmininde geleneksel yöntemlere göre daha yüksek bir başarı elde edilmiştir.

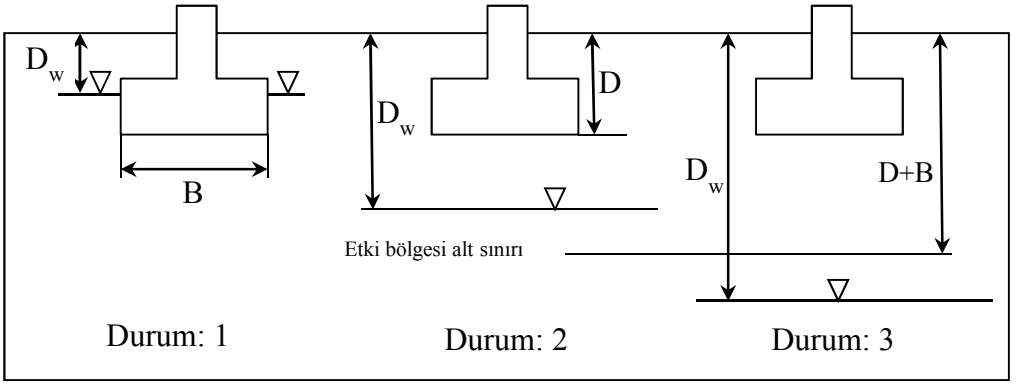
### 3.1.7. Taşıma gücünü etkileyen diğer faktörler

Zeminde yeraltı suyu geliştirmeye yeterli su varsa ve bu yeraltı su seviyesi potansiyel kayma bölgesinde ise, boşluk suyu basınçları oluşur. Kayma yüzeyi boyunca efektif gerilme ve kayma dayanımı daha küçük olacak ve nihai taşıma gücü azalacaktır [Meyerhof, 1955]. Yer altı su seviyesinin mevcut durumu belirlendikten sonra yapının tasarım ömrü süresince en kötü yer altı su seviyesi (en yüksek) belirlenir. Aşağıdaki durumlardan hangisinin en kötü saha koşullarını tanımladığı saptanır (Şekil 3.10) [Coduto, 2001]:

- Durum 1: $D_w \leq D$
- Durum 2: $D < D_W < D + B$
- Durum 3: $D + B \leq D_W$

Burada $D_w$= yer altı su seviyesidir.

1. durumda yer altı su seviyesi temel tabanının üzerindedir. 2. durumda yer altı su seviyesi temel seviyesinin altında fakat D+B mesafesinin üzerindedir. 3. durumda ise yeraltı su seviyesi temel seviyesinin B mesafinden daha büyük olacak şekilde yer almaktadır. Şekil 3.10'da gösterilen yer altı su seviyesi durumlarına göre birim hacim ağırlık değerleri aşağıda verilmiştir:




Şekil 3.10. Taşıma gücü analizleri için üç değişik yeraltı su durumu

Durum 1 için:

$$\gamma' = \gamma_b = \gamma - \gamma_w \tag{3.116}$$

Durum 2 için:

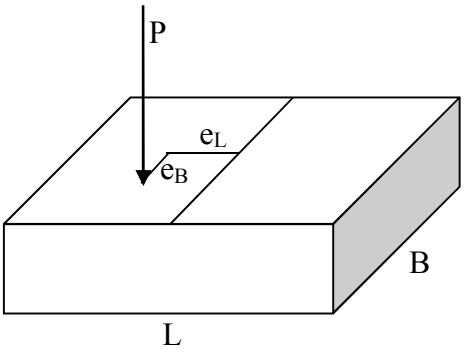
$$\gamma' = \gamma - \gamma_w \left(1 - \left(\frac{D_w - D}{B}\right)\right) \tag{3.117}$$

Durum 3 için:

$$\gamma' = \gamma \tag{3.118}$$

Temeller eksenel yük ve moment altında eksantrik olarak yüklenmiş olabilir. Bu durumda Meyerhof (1953, 1963) ve Hansen (1970)'in vurguladığı üzere efektif temel boyutlarını (B', L') kullanmak gerekir (Şekil 3.11). Dikdörtgen temel için Eş. 3.88 ve Eş. 3.89 ile B' ve L' bulunmalıdır.

Dairesel temel durum Şekil 3.12'de gösterilmiş ve Eş. 3.119 – Eş. 3.121 kullanılmalıdır.



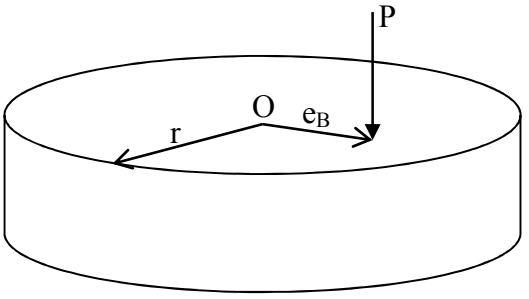

Şekil 3.11. Dikdörtgen temelde eksantrik yükleme durumu

$$B' = L' \left(\frac{r+e_B}{r-e_B}\right)^{0.5} \tag{3.119}$$

$$L' = \left|2S \left(\frac{r+e_B}{r-e_B}\right)^{0.5}\right|^{0.5} \tag{3.120}$$

$$S = \frac{\pi r^2}{2} - \left|e_B \sqrt{r^2 - e_B^2} + r^2 arcsin\left(\frac{e_B}{r}\right)\right| \tag{3.121}$$

Burada, r = yarıçap ve $e_B$ = eksantrisitedir.




Şekil 3.12. Dairesel temelde eksantrik yükleme durumu

Meyerhof taşıma gücü yönteminde, eksantrik yükleme durumu olması halinde eksantrisite azaltma faktörü ($R_e$) ile taşıma gücü çarpılarak sonuca gidilir.

- Kohezyonsuz zemin (c=0°) ve 0<e/B<0.3 ise:

$$R_{e,B} = 1 - \sqrt{\frac{e_B}{B}} \quad (3.122)$$

$$R_{e,L} = 1 - \sqrt{\frac{e_L}{L}} \quad (3.123)$$

- Kohezyonlu zemin (c>0°) ise:

$$R_{e,B} = 1 - 2e_B/B \quad (3.124)$$

$$R_{e,L} = 1 - 2e_L/B \quad (3.125)$$

olarak verilir. Burada, $R_{e,B}$ = B yönünde eksantrisite azaltma faktörü, $R_{e,L}$ = L yönünde eksantrisite azaltma faktörüdür. Tek boyutta eksantrisite olması durumunda $R_e = R_{e,B}$ veya $R_e = R_{e,L}$ olarak alınır. İki boyutta eksantrisite olduğunda:

$$R_e = R_{e,B} \times R_{e,L} \quad (3.126)$$

eşitliği geçerlidir. Eksantrisitenin olduğu durumda Hansen veya Vesic yönteminde taşıma gücü analizi yapılacaksa:

- $\gamma\beta N_\gamma$ teriminde B' kullanılmalı,
- Şekil faktörlerini hesaplarken B' ve L' kullanılmalı,
- Derinlik faktörlerinde mevcut B ve L değerleri kullanılmalıdır.

### 3.2. Derin Temeller

Temel derinliğinin temel genişliğine oranı genellikle beşten büyük olan temel sistemlerine derin temeller denir. Derin temeller için birim uç temas direnci ($q_{tc}$) sığ temeller için nihai taşıma gücüne ($q_{ult}$) benzer görünmektedir. Terzaghi'nin taşıma

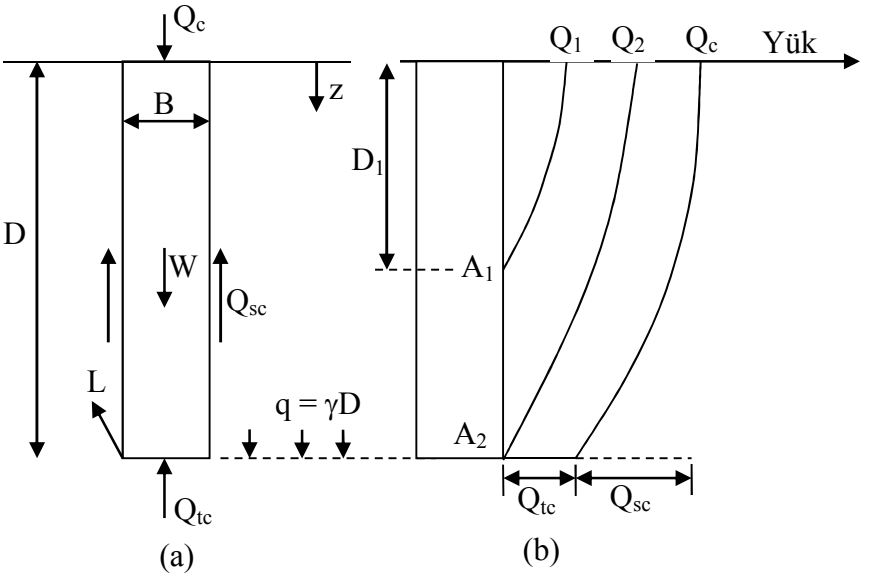
gücü formüllerini kullanarak, uç temas direnci hesaplanabilir gibi görünmesine rağmen arada önemli farklılıklar vardır [Coduto, 2001]. Sığ temeller için çoğu taşıma gücü analizi genel kayma yenilmesine dayandırılır. Bu sebeple zemin sıkışamaz olduğu ve kayma yüzeyinin zemin yüzeyine kadar uzandığı varsayılır. Ancak, derin temellerdeki uç temas yenilmeleri genellikle yerel veya zımbalayıcı kayma bir sonucu olarak meydana gelir ve bu nedenle sadece kazık ucuna yakın kaymayı ilgilendirir. Bu nedenle, $q_{tc}$ zeminin hem dayanımına hem de sıkışabilirliğine bağlıdır.

Yerel ve zımbalayıcı kayma yenilmeleri için yük oturma eğrilerinde belirgin bir yenilme noktası yoktur. Bu sebeple yenilmenin nasıl tanımlanacağı veya ne zaman oluşacağını tam olarak bilmek, her zaman açık değildir. Bunun yanısıra yenilme ölçütü, genellikle mukavemet ve hizmet verebilirlik gereksinimleri arasındaki ayırımı zorlaştıran oturmaya dayandırılır.

Derin temellerde gömülme derinliği (D) çok büyük ve çap (B) göreceli olarak küçüktür. Terzaghi taşıma gücü yöntemindeki $D \leq B$ kabulü geçerli olmayacaktır. Bu nedenle basitçe Terzaghi'nin taşıma gücü formüllerini uygulayarak uç temas direnci hesaplanamaz. Derin temeller için geliştirilmiş özel yöntemler kullanmak gerekir [Coduto, 2001].

Şekil 3.13 (a)'da B çapında ve D boyunda uniform bir kazığın fiziksel özellikleri bilinen homojen zemin tabakasına yerleştirilmiş hali gösterilmektedir. Şekil 3.13 (b)'de ise deformasyon aletleriyle donatılan kazık boyunca yüklemenin farklı aşamalarındaki yük dağılımı belirlenmiştir.

$Q_1$ yükü kazık başına uygulandığında zemin seviyesinde eksenel yük $Q_1$ olmasına rağmen $A_1$ seviyesinde eksenel yük sıfırdır. $Q_1$ toplam yükü, kazık boyunca ($D_1$) sürtünme yükü olarak paylaşılır. Kazığın alt bölümü ($A_1$-$A_2$) bu yükten etkilenmez. Kazık başındaki yük $Q_2$'ye artırıldığında, kazığın ucundaki yük hala sıfırdır.

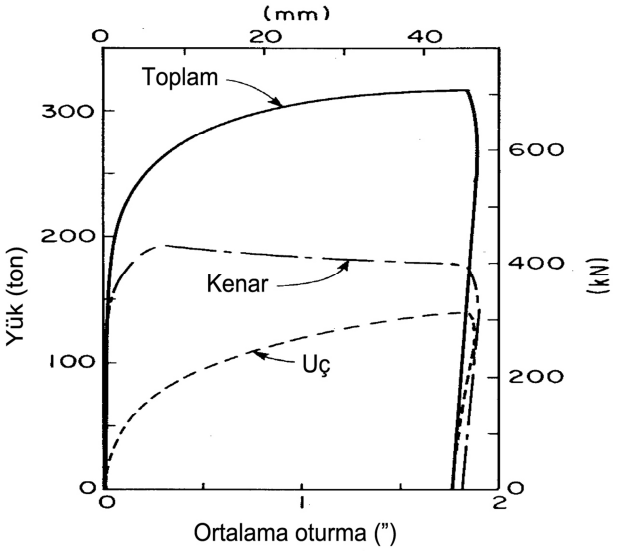



Şekil 3.13. Derin temel ve yük aktarım eğrileri

$Q_2$ toplam yükü tüm kazık boyunca dağıtılmıştır. Eğer kazığa yüklenen yük $Q_2$'den daha büyük olarak seçilirse, yükün bir kısmı kazık çevresinden geri kalanı ise kazığın ucundan (nokta yükü) zemine aktarılır. Kazık başındaki Q yükünün artırılmasıyla hem sürtünme hem de nokta yükleri artmaya devam eder. Yük artarken büyük deplasman gerçekleşir ve kenar yükü belirli bir yük seviyesinde nihai değere ($Q_{sc}$) ulaşır. Bu durumdan sonra Q yükünün artırılması $Q_{sc}$ değerini artırmaz. Buna rağmen uç yükü $Q_{tc}$, zeminde zımbalama kayma yenilmesi oluşana kadar artmaya devam eder. Van Wheele (1957) tarafından uç yükünün zeminin elastik sıkışması ile tabanda doğrusal arttığını belirlemiştir.

Yüzey sürtünmesi ve uç direnci tarafından taşınan yüklerin rölatif oranları, zeminin kayma dayanımı ve elastisitesine bağlıdır. Genellikle kazığın uç dayanımını harekete geçirmek için gerekli olan düşey hareket, yüzey sürtünmesini için gerekli olandan daha fazladır [Murthy, 2002]. Şekil 3.14 yük-aktarım mekanizması fenomenini farklı bir açıdan göstermektedir. Buradan görüleceği üzere uç direncinin tam kapasitesine ulaşmak için büyük yerdeğiştirmeler gerekirken, kenar direncine küçük yerdeğiştirme sonucunda ulaşılmıştır. Deneyimler yerinde dökme kazıklar için sürtünme yükünün, kazık çapının % 0.5 ile 1 oranında oturma miktarında, uç

yükünün ise; çapın % 10 ile 20'si arasında oturma miktarında devreye girdiğini göstermektedir [Murthy, 2002]. Fakat buradaki nihai yük kriteri kil zemindeki büyük çaplı kazıklara uygulandığında, çalışma yükündeki oturma aşırı olabilmektedir [Murthy, 2002].




Şekil 3.14. Fore kazık için örnek yük yerdeğiştime eğrisi [O'Neill ve Reese, 1970]

Toplam uygulanan yük ($Q_c$) yukarıda anlatılan iki bileşen tarafından ifade edilir ve aşağıdaki biçimde gösterilir:,

$$Q_c + W = Q_{tc} + Q_{sc} = q_{ult}A_{tip} + f_s A_s \tag{3.127}$$

Burada W = BxLxD zemin hacminin kapladığı temelin ağırlığı, $Q_{sc}$ = basınç durumunda kenar sürtünmesi, $Q_{tc}$ = basınç durumunda uç sürtünmesi, $q_{ult}$ = kazık uçundaki maksimum taşıma gücü, $A_{tip}$ = kazık uçunun alanı, $f_s$ = kazık kenar sürtünmesi, $A_s$= kazık kenarının alanıdır. Burada göz önünde bulundurulan derin temeller kazıklar ve fore kazıklardır [Kulhawy ve ark., 1983].

Kazıkların taşıma gücü, teorilerin içerisine alınamayacak faktörlerin olmasından dolayı karışıktır [Murthy, 2002]. Bütün teoriler zeminin homojen ve izotropik olduğunu kabul eder. Bütün eşitlikler düzlem gerilme durumuna dayandırılarak

bulunmuştur. Sadece şekil faktörleri problemin üç boyutlu yapısını dikkate almaktadır. Hesaplamalar kenar direncinin ve uç taşıma gücünün ayrı ayrı belirlenebildiğini ve bu iki faktörün birbirini etkilemediğini kabul etmektedir. Kazık kapasitesini hesaplamak için bulunan birçok analitik ve ampirik yöntem geliştirilmiştir. Çizelge 3.8'de bu metodlardan bazıları tanımlanmıştır [Hannigan ve ark., 1997].

Bu tez çalışması kapsamında derin temellerin tamamı ele alınmak yerine en çok kullanılan türlerinden birisi olan fore kazıklar üzerinde durulmuştur.

### 3.2.1. Nordlund yöntemi

Nordlund Yöntemi (1963) arazi gözlemlerine dayanır. Şaft direncini hesaplamada kazık incelmesinin şeklini ve çeşitli kazık materyalleri için zemin-kazık sürtünme katsayısındaki farklılıkları hesaba katar. Yöntem kohezyonsuz zemindeki birkaç yük testi programlarının sonuçlarına dayanır. Bu test programlarında ahşap, H, uçu kapalı kazık, tektüp ve Raymond basamaklı incelen tipteki kazıklar kullanılmıştır. Yöntemin tasarım eğrilerini geliştirmekte kullandığı kazıkların genişlikleri 250 mm'den 500 mm'ye kadar değişmektedir. Nordlund Yöntemi, genişliği 600 mm'den büyük olan kazıkların, kazık kapasitesini fazla tahmin etme eğilimindedir [Hannigan ve ark., 1997].

Nordlund yöntemine göre kohezyonsuz zemin üzerindeki kazığın nihai kapasitesi Eş. 3.127'de verildiği gibi, kenar direnci ve uç direncinin toplamıdır. Nordlund (1963) kenar direncinin aşağıdaki değişkenlere bağlı olduğunu önermektedir:

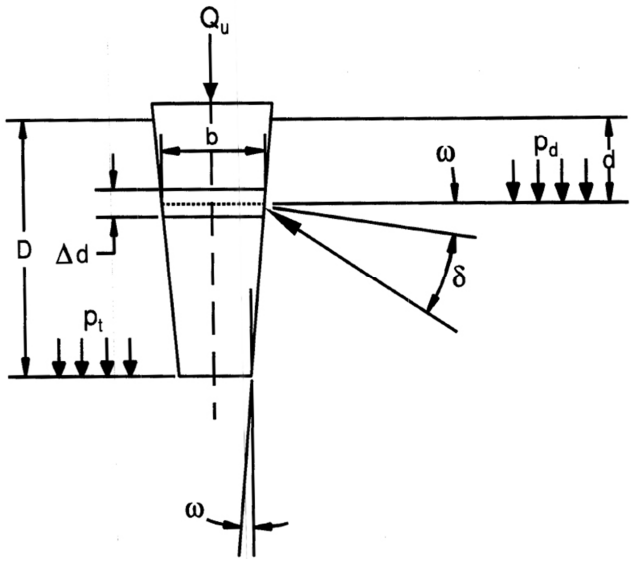
- Zeminin içsel sürtünme açısı,
- Kayan sürtünme yüzeyinin sürtünme açısı,
- Kazığın incelmesi,
- Zeminin efektif birim hacim ağırlığı,
- Kazık boyu,

Çizelge 3.8. Kohezyonsuz zemin içerisindeki kazıkların statik analiz yöntemleri [Hannigan ve ark., 1997]

| Yöntem | Yaklaşım | Tasarım parametrelerini bulma yöntemi | Avantajlar | Dezavantajlar | Hatırlatmalar |
|---|---|---|---|---|---|
| SPT verisine dayanan yöntem | Ampirik | SPT sonuçları | SPT testinin geniş kullanımı ve giriş verisi bulunabilirliği. Kullanmak için kolay yöntem | N değerleri yeniden üretilemez. Bu tablodaki diğer yöntemler kadar güvenilir değildir. | N değerlerinin yeniden üretilemezliğinden dolayı basitleştirilmiş kabuller içermektedir. Kullanımı ön hesaplamalarla sınırlandırılmalıdır. |
| Nordlund Yöntemi | Yarı ampirik | Nordlund tarafından sağlanmış abaklar. Zemin içsel sürtünme açısının hesaplanması gerekmektedir. | Konik kazıkların artırılmış şaft direncine izin verir. Farklı kazık malzemeleri için kazık-zemin sürtünme katsayısının etkilerini içerir. | Nordlund tarafından birim şaft direnci üzerinde kısıtlayıcı değer önerilmemektedir. Zemin içsel sürtünme açısı değeri genelde SPT verisinden hesaplanır. | Tasarım için sıkça kullanılan iyi bir yaklaşımdır. Yöntem arazi gözlemlerine dayanır. |
| Efektif gerilme yöntemi | Yarı ampirik | Zemin sınıflandırması ve B ve Nt seçimi için içsel sürtünme hesaplanması. | B değeri farklı kazık malzemesi için farklı kazık-zemin sürtünme katsayısını gözönüne alır. | Sonuçlar B değerinin aralığınından özellikle seçilen Nl aralığından etkilenir. | Tasarım için iyi yaklaşımdır. |
| CPT verilerine dayanan yöntemler | Ampirik | CPT deneylerinin sonuçları | CPT ve kazık arasındaki deney analizi. Güvenilir düzeltme ve yeniden üretilebilir test verisi. | Koniyi sıkı tabakaya itmede kısıtlamaları var. | Tasarım için iyi yaklaşımdır. |

- Minimum kazık çevresi,
- Yerdeğiştiren zemin hacmi.

Nordlund eşitliğinde gözönünde bulundurulan bu faktörler Şekil 3.15'de gösterilmiştir.




Şekil 3.15. Nihai kazık kapasitesi için Nordlund yöntemi [Hannigan ve ark., 1997]

Kazığın nihai taşıma gücünü hesaplamak için kullanılan Nordlund yöntemi eşitliği şöyledir:

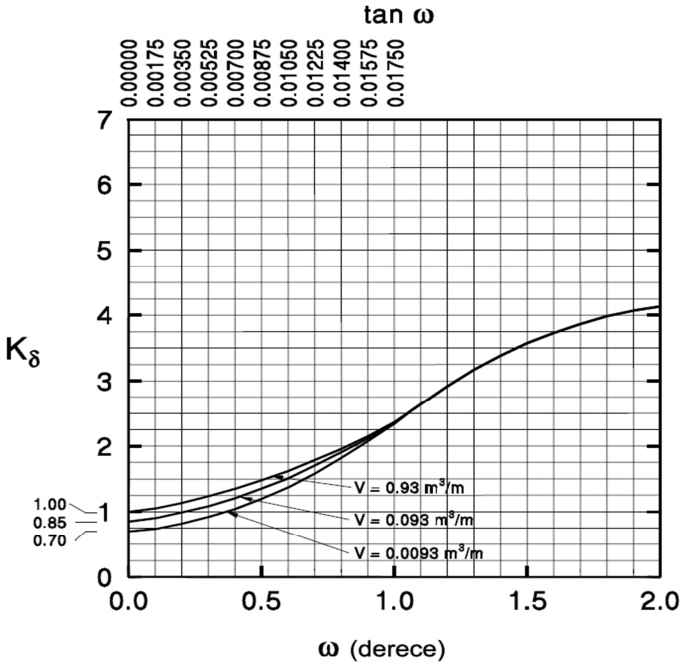
$$Q_u = \sum_{d=0}^{d=D} K_\delta C_F p_d \frac{\sin(\delta+\omega)}{\cos\omega} C_d \Delta d + \alpha_t N'_q A_t p_t \quad (3.128)$$

Burada, d = derinlik, D = gömülü kazık boyu, $K_\delta$ = d derinliğindeki yatay toprak basıncı katsayısı, $C_F$ = δ≠ϕ durumunda $K_\delta$ için düzeltme faktörü, $p_d$ = d derinlik artımının merkezinde efektif düşey gerilme, ω = düşey eksene göre kazık incelme açısı, $C_d$ = d derinliğinde kazık çevresi, $\Delta d$ = kazık bölümünün uzunluğu, $\alpha_t$ = boyutsuz faktör (kazık derinliği-genişliği ilişkisine bağlı), $N'_q$ = taşıma gücü faktörü, $A_t$ = kazık uç alanı ve $p_t$ = kazık uçundaki efektif düşey gerilmedir. Düzgün kesit alanı (ω=0) ve gömülü derinliği (D) olan kazık için aynı efektif birim hacim ağırlık

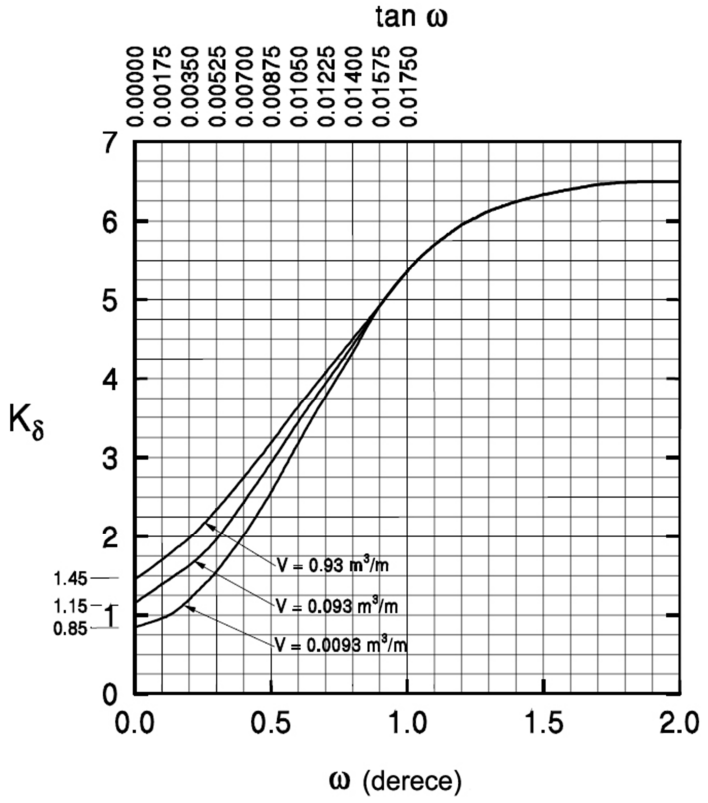
ve içsel sürtünme açısındaki zeminde inşa edilmesi durumunda Nordlund eşitliği şu hale gelir:

$$Q_u = (K_\delta C_F p_d \sin\delta\, C_d D) + \left(\alpha_t N'_q A_t p_t\right) \tag{3.129}$$

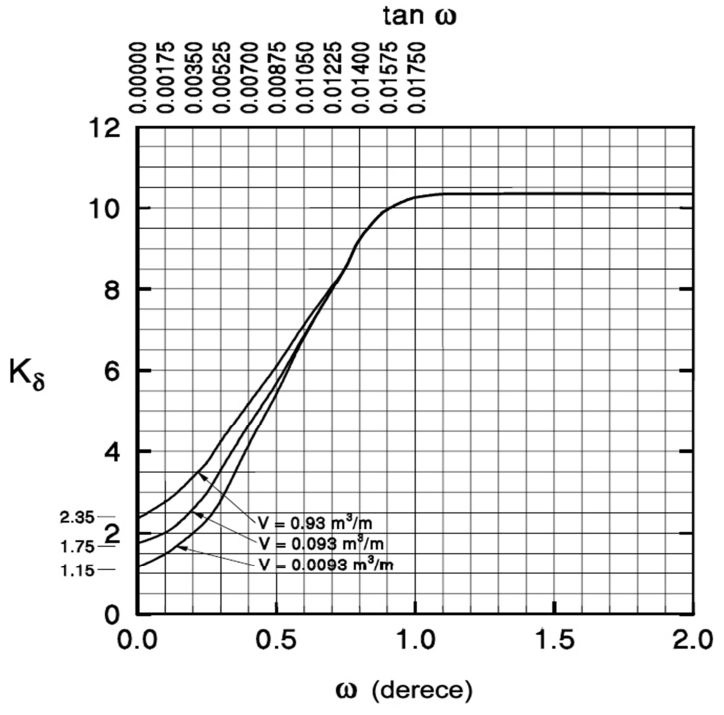
Nordlund bu yöntemi 1963 yılında geliştirmiştir. 1979 yılında güncellemesine rağmen kenar direncinde sınırlayıcı değere yer vermemiştir. Buna rağmen, Nordlund kazık uç direncini hesaplamak için kullanılacak olan efektif düşey gerilmenin ($p_t$) 150 kPa ile sınırlanmasını önermiştir. Şekil 3.16, Şekil 3.17, Şekil 3.18 ve Şekil 3.19'da içsel sürtünme açısının farklı değerlerinde ω ve V parametrelerine karşın $K_\delta$ değerleri gösterilmiştir. Burada V kazığın birim uzunluğu için yerdeğiştirecek zeminin hacmidir. δ değerinin ϕ'ye eşit olmadığı durumda Şekil 3.20'deki düzeltme faktörleri kullanılmalıdır. Şekil 3.21'de ise farklı kazık tipleri ve boyutları için δ/ϕ değerini verilmiştir. $\alpha_t$ katsayısını ve $N_q$ taşıma gücü faktörünü hesaplamak için sırasıyla Şekil 3.22 ve Şekil 3.23'den faydalanılır. Yöntem tarafından hesaplanan kazık uç diencinin Şekil 3.24'deki değerlerle sınırlandırılması gerekmektedir.



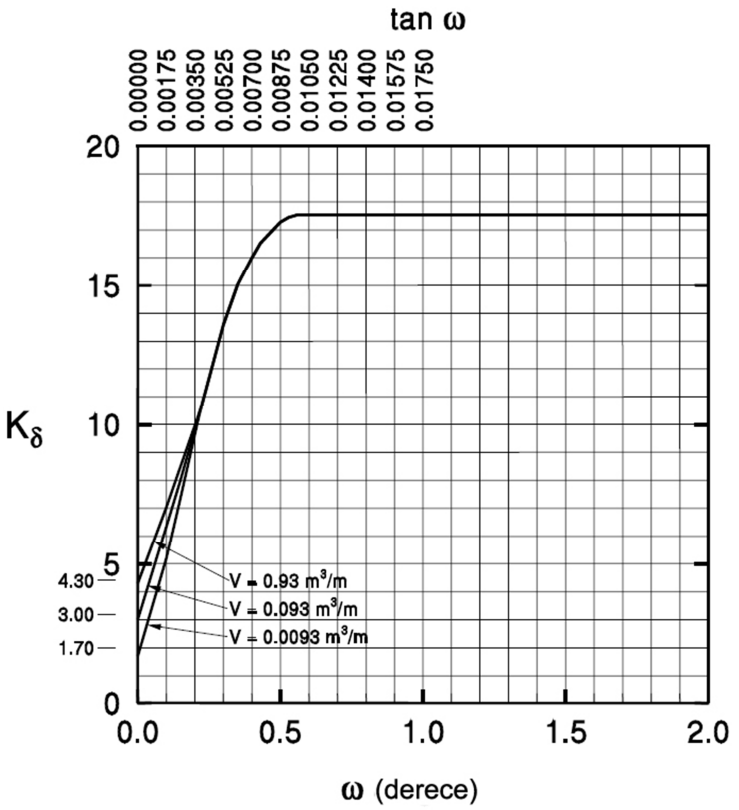

Şekil 3.16. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, ϕ=25° [Nordlund, 1979]



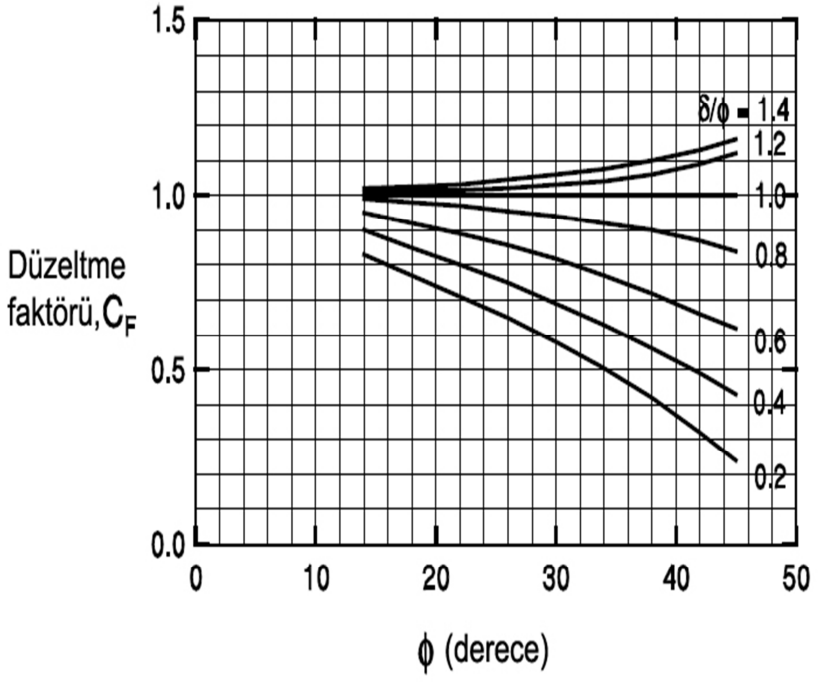

Şekil 3.17. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=30° [Nordlund, 1979]



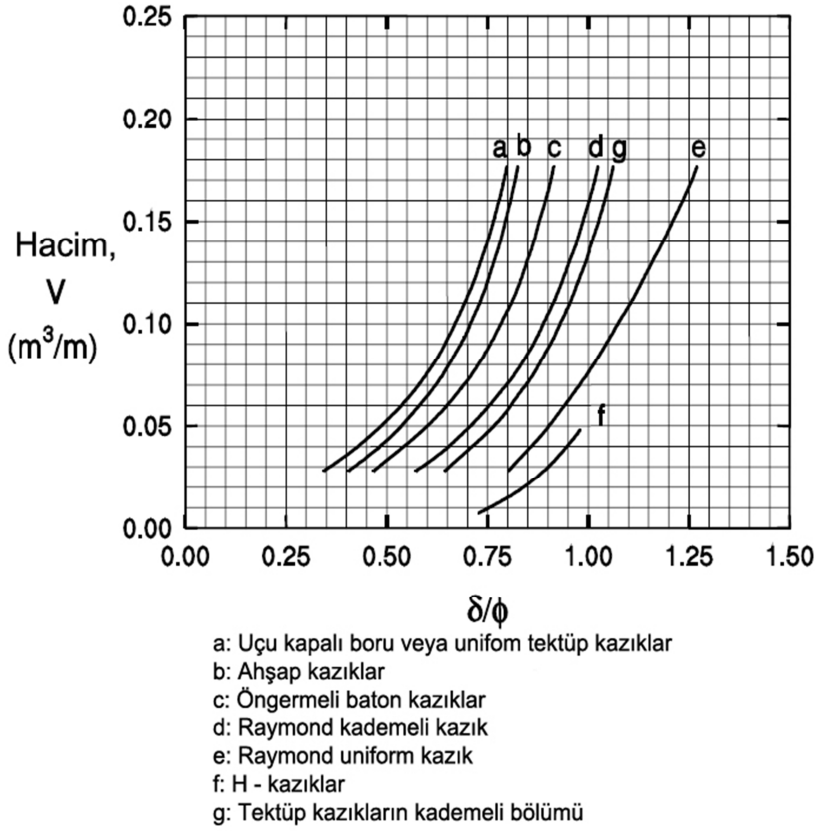

Şekil 3.18. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=35° [Nordlund, 1979]



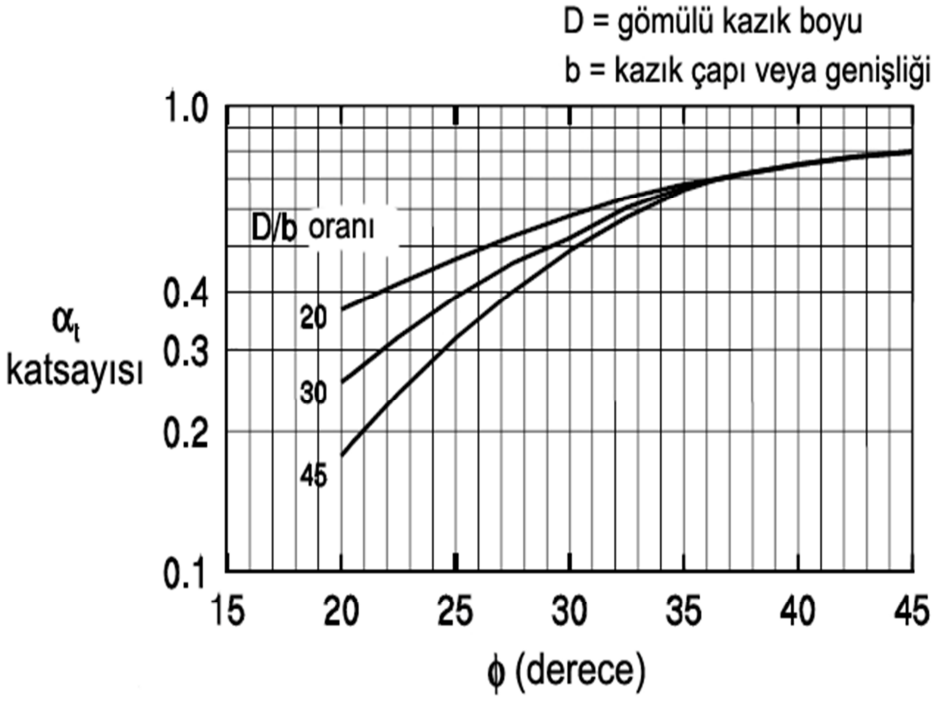

Şekil 3.19. Kazıklar için $K_\delta$ değerini hesaplamakta kullanılan tasarım eğrisi, $\phi$=40° [Nordlund, 1979]



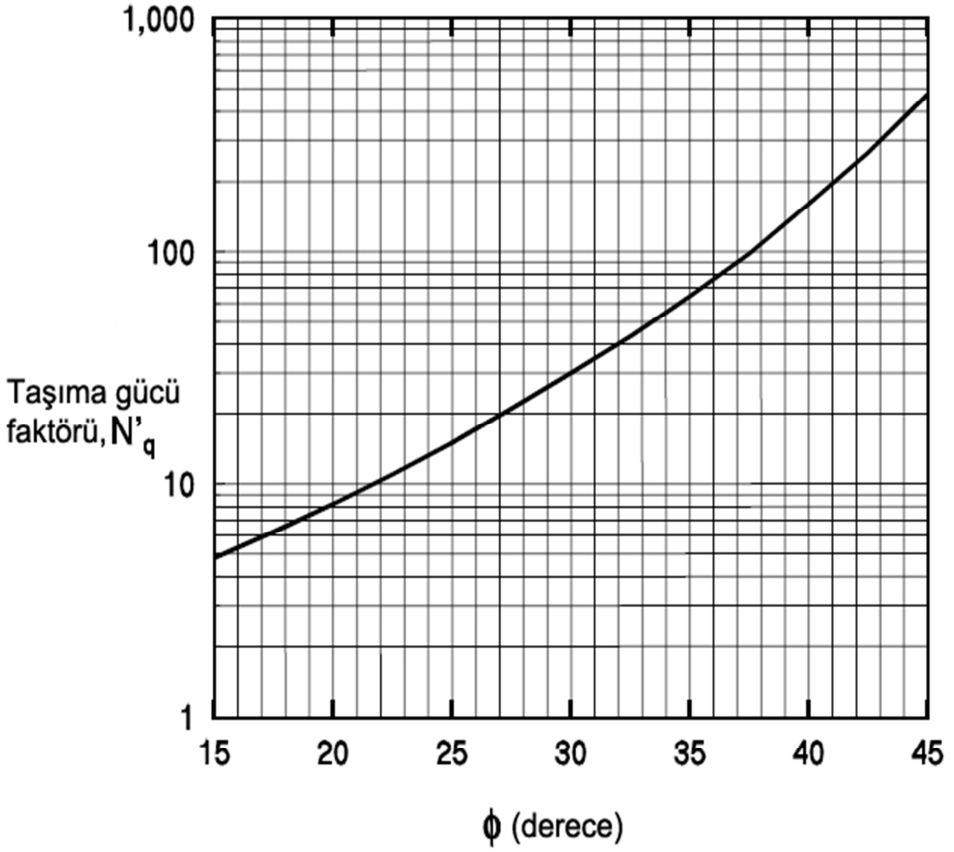

Şekil 3.20. $\delta \neq \phi$ durumunda $K_\delta$ değeri için düzeltme faktörü [Nordlund, 1979]



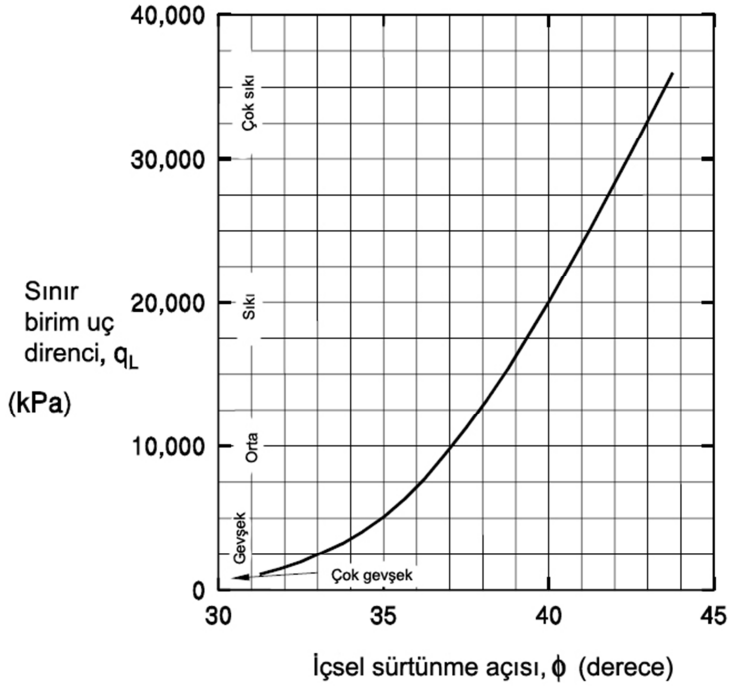

Şekil 3.21. Çeşitli tipteki kazıklar için δ/ϕ ve kazık değişimi, V, arasındaki ilişki [Nordlund, 1979]




Şekil 3.22. $\alpha_t$ katsayısını hesaplamakta kullanılan grafik [Bowles, 1996]




Şekil 3.23. Taşıma gücü faktörünün içsel sürtünme açısı ile değişimi [Bowles, 1996]




Şekil 3.24. Maksimum birim kazık uç direnci ile kohezyonsuz zeminlerin içsel sürtünme açısı arasındaki ilişki [Meyerhof, 1976]

### 3.2.2. Efektif gerilme yöntemi

Kohezyonsuz, kohezyonlu ve tabakalı zeminlerdeki kazıkların statik kapasite hesaplamaları efektif gerilme tabanlı yöntem kullanılarak hesaplanabilir. Efektif gerilme tabanlı yöntemler uzun dönemde drenajlı kayma dayanımı şartlarını modellemek için geliştirilmiştir. Bu yüzden parametre seçiminde efektif içsel sürtünme açısı kullanılmalıdır. Efektif gerilme analizinde birim kazık sürtünmesi aşağıdaki ifade ile hesaplanır [Hannigan ve ark., 1997]:

$$f_s = \beta \overline{p_0} \tag{3.130}$$

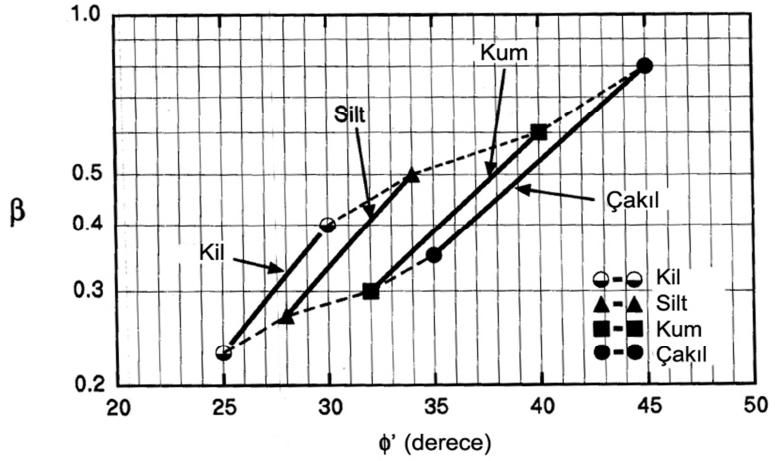
Bu denklemde, $\beta$ = Bjerrum-Burland beta katsayısı $(= K_s \tan\delta)$, $\overline{p_0}$ = kazık boyunca ortalama efektif gerilme, $K_s$= toprak basınç katsayısı, $\delta$ = kazık ve zemin arasındaki sürtünme açısıdır. Birim uç direnci ise aşağıdaki şekilde hesaplanır:

$$q_{ult} = N_t p_t \tag{3.131}$$

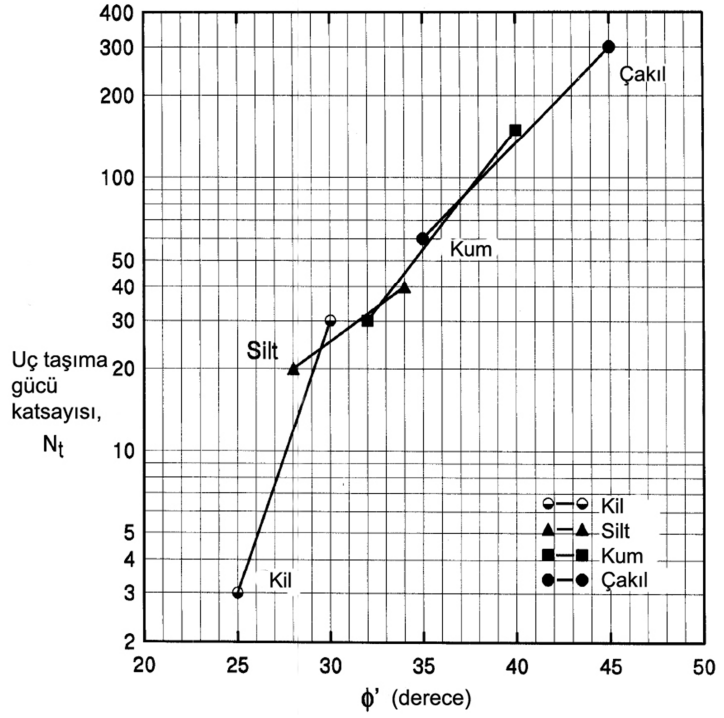
Burada, $N_t$ = kazık uçundaki taşıma gücü katsayısı, $p_t$ = kazık ucundaki efektif gerilmedir. Fellenius β ve $N_t$ katsayılarını etkileyen faktörlerin tane boyut dağılımı, köşelilik, zemin tanelerinin minerolojik başlangıcındaki zemin kompozisyonu, zemin sıkılığı ve kazık inşaat yönteminden kaynaklanan zemin sıkılığı, zemin mukavemetinden oluştuğunu belirtmiştir [Hannigan ve ark., 1997].

Fellenius sedimanter kohezyonsuz zeminler için, $N_t$'nin 30 ile 120 arasında değiştiğini ifade etmiştir [Hannigan ve ark., 1997]. Buzul çökelleri gibi sedimanter olmayan sıkı alanlarda $N_t$ değeri daha yüksek olabilir fakat alt sınırda 30 olan değere yaklaşır. Killerde, Fellenius $N_t$ değeri 3 kullanılarak hesaplanan uç direncinin, drenajsız kayma dayanımı kullanılarak geleneksel analizle hesaplanan uç direncine benzediğini bildirmiştir [Hannigan ve ark., 1997]. Bu yüzden yerel düzeltmelerde yüksek değerlerin kullanılması gerektiği belirtilmediği sürece, killerde görece düşük $N_t$ katsayısının kullanımı tavsiye edilmektedir.

Fellenius (2008) tarafından önerilen β ve $N_t$ katsayılarının ϕ açısına göre grafikleri Şekil 3.25 ve Şekil 3.26'da gösterilmiştir. Deneyimsiz tasarımcılar β ve $N_t$ katsayılarını muhafazakar seçmelidir. Herhangi bir tasarım yönteminde olduğu gibi seçilen β ve $N_t$ katsayıları, statik kapasite hesaplamaları ve statik yükleme deney sonuçlarıyla doğrulanmalıdır. Efektif gerilme yönteminde kenar ve uç direnci üzerinde herhangi bir sınır değere yer verilmediği dikkate alınmalıdır.




Şekil 3.25. İçsel sürtünme açısı ile β katsayısının ilişkisi [Fang, 1990]




Şekil 3.26. İçsel sürtünme açısı ile $N_t$ katsayısının ilişkisi [Fang, 1990]

Zemin türü ve içsel sürtünme açısının fonksiyonu olarak β ve $N_t$ katsayılarının Fellenius (2008) tarafından önerilen aralıkları ise Çizelge 3.9'da sunulmuştur. Bu değerler mekanik ayrışmış, inorganik, alüyval taşınmış ve depolanmış zeminlerdeki kazık deneylerinden elde edilmiştir. Özellikle yüksek aşırı konsolidasyon değerine sahip zeminler veya inorganik rezidüel zeminler beta katsayısını değişik aralıklarda sergileyebilir.

Çizelge 3.9. β ve $N_t$ katsayılarının yaklaşık aralıkları [Fellenius, 1990]

| Zemin Türü | ϕ’ | β | $N_t$ |
|---|---|---|---|
| Kil | 25-30 | 0.23-0.40 | 3-30 |
| Silt | 28-34 | 0.27-0.50 | 20-40 |
| Kum | 32-40 | 0.30-0.60 | 30-150 |
| Çakıl | 35-45 | 0.35-0.80 | 60-300 |

Çizelge 3.9’dan görüleceği üzere kohezyonsuz zeminler için yöntemin 32° ile 40° arasındaki içsel sürtünme açısını dikkate alarak hesaplama yaptığı unutulmamalıdır.

### 3.2.3. U.S. Army Corps yöntemi

US Army (Reese ve ark., 2006) yönteminde kum zeminlerde bulunan kazıkların yüzey sürtünmesinin farz edilen kritik derinliğe ($D_c$) kadar doğrusal arttığı ve bu derinlikten sonra sabit kaldığı tasarım amacıyla kabul edilmektedir. Kritik derinlik, kum zeminin rölatif sıkılığına bağlı olarak kazık çapı veya genişliğinin (B) 10 ile 20 katı arasında değişmektedir. Kritik derinlik şöyle kabul edilir:

- Gevşek kumlar için $D_c = 10B$,
- Orta sıkı kumlar için $D_c = 15B$,
- Sıkı kumlar için $D_c = 20B$,

Kazık şaftına etkiyen birim yüzey sürtünmesi aşağıdaki eşitlikten belirlenebilir:

$$f_s = K\sigma'_v \tan\delta \tag{3.132}$$

$$D < D_c \text{ ise, } \sigma'_v = \gamma' D \tag{3.133}$$

$$D \geq D_c \text{ ise, } \sigma'_v = \gamma' D_c \tag{3.134}$$

Burada, K = yerel zemin basınç katsayısı, D = kazığın efektik düşey gerilmesinin hesaplandığı derinliktir. δ değerlerinin değişimi Çizelge 3.10'da verilmiştir.

Basınç kazıkları ($K_c$) ve çekme kazıkları ($K_t$) için K değerleri Çizelge 3.11'de verilmiştir. Tasarımcının K değerlerinde üst aralığı kullanmayı seçmesi durumunda; içsel sürtünme açısında minimum azaltmayı kullanması önerilmez [Reese ve ark., 2006].

Çizelge 3.10. U.S. Army Corps Yöntemi için δ değerleri

| Kazık malzemesi | δ |
|---|---|
| Çelik | 0.67ϕ - 0.83ϕ |
| Beton | 0.90ϕ - 1.0ϕ |
| Ahşap | 0.80ϕ - 1.0ϕ |

Çizelge 3.11. U.S. Army Corps Yöntemi için K değerleri [Reese ve ark., 2006]

| Zemin türü | $K_c$ | $K_t$ |
|---|---|---|
| Kum | 1.00 - 2.00 | 0.50 - 0.70 |
| Silt | 1.00 | 0.50 - 0.70 |
| Kil | 1.00 | 0.70 - 1.00 |

H profilli çelik kazıklar için, $A_s$ kazığın blok çevresi olarak alınmalıdır. δ değeri kullanırken kazık ile zemin arasındaki ortalama sürtünme açısı olmasına dikkat edilmelidir. Uzun süreli mühendislik deneyimleri tersini belirtmemişse, belirli bir alan için Çizelge 3.11'in, genel yol gösterme amaçlı olduğu unutulmamalıdır. Çeşitli

bölgelerde standart zemin verilerinden bulunan düzeltilmiş K değerleri ise Çizelge 3.12'de verilmiştir.

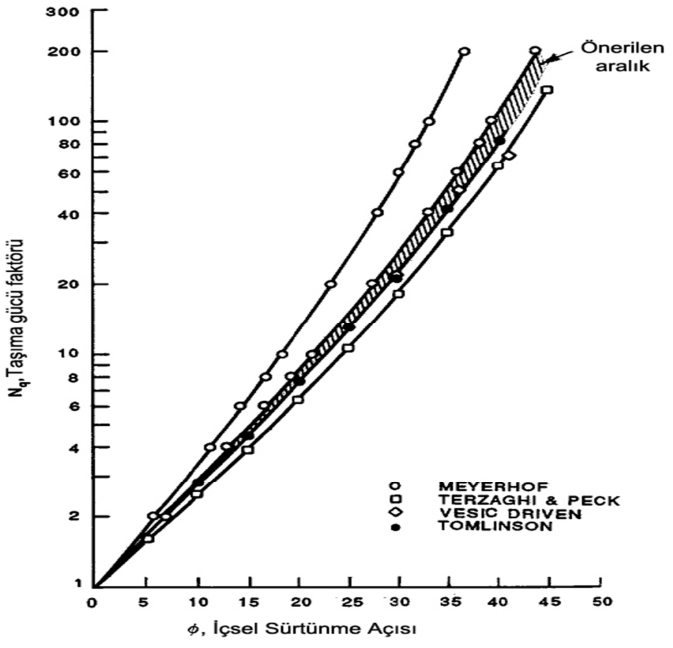
Çizelge 3.12. U.S. Army Corps Yöntemi için düzeltilmiş K değerleri

| Zemin Türü | Yerdeğiştirme Kazıkları | | Sabit Kazıklar | |
|---|---|---|---|---|
| | Basınç | Çekme | Basınç | Çekme |
| Kum | 2.00 | 0.67 | 1.50 | 0.50 |
| Silt | 1.25 | 0.50 | 1.00 | 0.35 |
| Kil | 1.25 | 0.90 | 1.00 | 0.70 |

Uç taşıması için yüzey sürtünmesi ile aynı kritik derinlik ilişkisi kullanılır. Birim uç taşıma kapasitesi şöyle belirlenir:

$$q_{ult} = \sigma'_v N_q \tag{3.135}$$

Terzaghi Peck taşıma gücü faktörünü ($N_q$) bulmak için Şekil 3.27'deki içsel sürtünme açısı değerlerine karşılık gelen eğri kullanılabilir.




Şekil 3.27. U.S. Army Corps Yöntemi için taşıma gücü faktörü

### 3.2.4. Kulhawy yöntemi

Kulhawy ve ark. (1983) derin temellerin taşıma gücü problemini Vesic (1975) yaklaşımının ortaya koyduğu temel ilkelerle ele alarak yaygın olarak kullanılan son halini vermiştir. Fore kazığın basınç kapasitesi Eş. 3.127 ile belirlenir. $Q_{sc}$ ve $Q_{tc}$ yerdeğiştirmeye bağlıdır ve farklı miktarlarda yerdeğiştirme sonucunda sınır değerlerine ulaşırlar. Kenar sürtünmesi şaft yüzeyi boyunca etkili olan yüzey kayma direnci (τ) ile aşağıdaki şekilde temsil edilir:

$$Q_{sc} = \int_{yüzey} \tau(z)dz \tag{3.136}$$

Burada z = zemin yüzeyinden itibaren derinliktir. Dairesel kesite sahip şaft için Eş. 3.136 şöyle ifade edilir:

$$Q_{sc} = \pi B \int_0^D \tau(z)dz \tag{3.137}$$

τ değeri zemin tipine ve yükleme durumuna bağlı olarak değişir. Uç direnci ise taşıma gücü problemi olarak ele alınır ve aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$Q_{tc} = q_{ult}A_{tip} = q_{ult}\pi B^2/4 \tag{3.138}$$

Burada, $q_{ult}$ = nihai taşıma gücü, $A_{tip}$ = kazık uç alanıdır. $q_{ult}$ için genel çözüm Terzaghi-Buisman eşitliğidir ve aşağıda verilmiştir [Vesic, 1975]:

$$q_{ult} = cN_c + 0.5B\gamma N_\gamma + qN_q \tag{3.139}$$

Burada c = zeminin kohezyonu, γ = zemin birim hacim ağırlığı, q = şaft ucundaki düşey gerilme (γD), $N_c$, $N_\gamma$, $N_q$ = boyutsuz taşıma gücü faktörleridir. Eş. 3.139'daki $N_c$, $N_q$ faktörlerine Prandtl ve Reissner tarafından çözüm getirilmiştir:

$$N_q = \tan^2\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) e^{\pi \tan \phi} \tag{3.140}$$

$$N_c = \left(N_q - 1\right) \cot \phi \quad (\text{Eğer } \phi = 0 \text{ ise Nc} = 5.14) \tag{3.141}$$

Vesic (1975) yaklaşımınındaki $N_\gamma$ terimine Caquot ve Kerisel (1953) tarafından geliştirilen sayısal çözüm aşağıda sunulmuştur:

$$N_\gamma = 2\left(N_q + 1\right) \tan \phi \tag{3.142}$$

Eş. 3.139 sığ derinlikteki sonsuz şerit temel için genel zemin kayma yenilmesinin idealize edilmiş durumu için geliştirilmiştir. Gerçek arazi koşullarını bu eşitliğe uygulamak için çeşitli yazarlar tarafından değiştiriciler geliştirilmiştir [Fang, 1990]. Bu amaçla Vesic (1975) ve Hansen (1970) tarafından büyük; Kulhawy ve ark. (1983) tarafından küçük katkılarla varolan verileri yeniden yorumlayarak aşağıdaki taşıma gücü denkleminin genel biçimi ortaya koyulmuştur [Fang, 1990]:

$$q_{ult} = cN_c\zeta_{cs}\zeta_{cd}\zeta_{cr} + +0.5B\gamma N_\gamma \zeta_{\gamma s}\zeta_{\gamma d}\zeta_{\gamma r} + qN_q\zeta_{qs}\zeta_{qd}\zeta_{qr} \tag{3.143}$$

Bu denklemde γ terimi, D'den D+B derinliğine kadar ortalama efektif birim hacim ağırlık; q terimi D derinliğindeki sürşarj gerilme, ϕ ve $I_{rr}$ terimleri D derinliğinden D+B derinliğine kadar ortalama değerleridir. ζ düzenleyiciler, taşıma gücü faktörlerinin hangisinin uygulanacağını bildirirler. Alt indislerden s temel şeklini, d temel derinliğini, r ise zemin rijitliğini gösterir. Dairesel kesite sahip kazıklar için genel ζ düzenleyiciler, aşağıda verilmiştir.

$$\zeta_{cs} = 1 + \left(N_q/N_c\right) \tag{3.144}$$

$$\zeta_{\gamma s} = 0.6 \tag{3.145}$$

$$\zeta_{qs} = 1 + \tan\phi \tag{3.146}$$

$$\zeta_{cd} = \zeta_{qd} - \left[\left(1 - \zeta_{qd}\right)/(N_c \tan\phi)\right] \tag{3.147}$$

$$\zeta_{\gamma d} = 1 \tag{3.148}$$

$$\zeta_{qd} = 1 + 2\tan\phi\,(1 - \sin\phi)^2[(\pi/180)\tan^{-1}(D/B)] \tag{3.149}$$

$$\zeta_{cr} = \zeta_{qr} - \left[\left(1 - \zeta_{qr}\right)/(N_c \tan\phi)\right] \leq 1 \tag{3.150}$$

$$\zeta_{\gamma r} = \zeta_{qr} \tag{3.151}$$

$$\zeta_{qr} = exp\{[-3.8\tan\phi] + [(3.07\sin\phi)(\log_{10} 2I_{rr})/(1 + \sin\phi)]\} \leq 1 \tag{3.152}$$

Rijitlik indeksi Vesic (1975) tarafından genel, yerel ve zımbalama kayma durumlarını analiz etmek için ortaya koyulmuştur. Rijitlik indeksi ($I_r$) şöyle tarif edilir:

$$I_r = \frac{G_d}{c + q_a \tan\phi} \tag{3.153}$$

Burada $G_d$ = drenajlı kayma modulü, $q_a$ = D derinliğinden D+B derinliğine kadar ortalama düşey efektif gerilmedir. Drenajlı yükleme (c = 0) durumunda Eş. 3.153 şu hale gelir:

$$I_r = \frac{G_d}{q_a \tan\phi} \tag{3.154}$$

Elastisite teorisinden Eş. 2.30, Eş. 3.154'de yerine koyularak:

$$I_r = \frac{E_d}{2(1+\nu_d)q_a \tan \emptyset} \quad (3.155)$$

elde edilir. $I_r$'nin büyüklüğü tipik olarak 10 ile 400 arasındadır. Young modulü laboratuvar kayma deneylerinden veya pressiyometre gibi arazi testlerinden hesaplanabilir. Young modulü için SPT, CPT ve dilatometre gibi deneylerde birçok ampirik düzeltme önerilmiştir. Kulhawy ve Mayne (1990) tarafından Young Modulü için derlenen bu bilgiler 2. Bölümde özetlenerek tipik aralıkları Çizelge 2.11'de verilmiştir.

Çoğu granüler zeminde Poisson oranı 0.1 ile 0.4 arasında değişir. Trautmann ve Kulhawy (1987) varolan verilere dayanarak, drenajlı Poisson oranını hesaplamak için Eş. 2.24'deki yaklaşım kullanılır. Bu eşitlik çimentolaşmış veya kalkerli zeminler için geçerli değildir. Rijitlik indeksi hacimsel şekil değişmenin olmadığı durum için geliştirilmiştir. Buna rağmen, drenajlı yüklemede hacimsel değişme görüldüğünden Vesic (1975) azaltılmış rijitlik indeksi ($I_{rr}$) değerini duyurmuştur:

$$I_{rr} = \frac{I_r}{1+I_r\Delta} \quad (3.156)$$

Burada, Δ: hacimsel şekil değiştirmedir. Vesic (1975) yol göstericiliğinde Trautmann ve Kulhawy (1987) Δ değerinin aşağıdaki şekilde hesaplanabileceğini göstermiştir:

$$\Delta = 0.005[(1 - \phi_{rel})]\frac{q_a}{p_a} \quad (3.157)$$

Bu denklemde $p_a$ = atmosfer basıncıdır (1 atm = 101.3kN/m$^2$). $q_a/p_a$ değeri en fazla 10 olabilir ve bu eşitlik çimentolaşmış veya kalkerli zeminler için geçerli değildir. $I_{rr}$ değeri hesaplandıktan sonra, boşluk genişleme teorisinden (Vesic, 1975) geliştirilmiş olan kritik rijitlik değeri ($I_{rc}$) ile karşılaştırılır. Dairesel kazık için $I_{rc}$ değeri:

$$I_{rc} = 0.5exp[2.85 \cot(45° - \phi/2)] \quad (3.158)$$

Olarak tanımlanır. Eğer $I_{rr} > I_{rc}$ ise zemin rijit plastik malzeme gibi davranır. Genel kayma davranışı sergilenir ve $\zeta_{cr} = \zeta_{\gamma r} = \zeta_{qr} = 1$'dir. Eğer $I_{rr} < I_{rc}$ ise rölatif zemin rijitliği düşüktür ve yerel veya zımbalama kayma davranışı hakimdir. $\zeta_{cr}$, $\zeta_{\gamma r}$, $\zeta_{qr}$ faktörleri 1'den küçüktür ve nihai taşıma kapasitesini azaltıcı yönde etkirler.

Eş. 3.137'de verildiği üzere drenajlı kenar direnci şaftın kenar yüzey alanı boyunca etkili olan zemin kayma direncinin toplamıdır. Bu eşitlik drenajlı durum için:

$$Q_{sc} = \pi B \int_0^D \sigma_h(z) \tan\delta \, dz \tag{3.159}$$

ile ifade edilir. Burada $\sigma_h$ = şaft-zemin yüzeyine dik etkiyen yatay efektif gerilme, $\delta$ = zemin şaft arasındaki sürtünme açısıdır. Yatay gerilmeyi, düşey gerilme cinsinden ifade edersek:

$$Q_{sc} = \pi B \int_0^D \gamma z K(z) \tan\delta \, dz \tag{3.160}$$

halini alır. Burada $\gamma$ = zeminin efektif birim hacim ağırlığı, K = yatay zemin gerilme katsayısı ($\sigma_h/\sigma_v$), $\sigma_v$ = düşey efektif gerilmedir. Bu terimler iki genel formülle gösterilecek olursa:

$$Q_{sc} = \pi B \int_0^D \gamma z \beta(z) dz \tag{3.161}$$

$$Q_{sc} = \pi B \int_0^D f(z) dz \tag{3.162}$$

biçimini alır. Burada $\beta = K \tan\delta$ ve $f = \beta \gamma z$ = birim yüzey direncidir. Literatürde çeşitli zemin karekteristikleri için f ve $\beta$ arasında düzeltme için birçok çalışma yapılmıştır [Fang, 1990]. Fakat bu çalışmalar, birçok parametrenin tek parametreye indirgenmesini içerdiğinden genel kullanılabilirliği olan yol göstericiye dönüşememiştir. Genel ifade yerine Eş. 3.160'da $\delta$ ve $\beta$ anahtar değişkenlerinin

kullanıldığı eşitlik kullanımı daha uygun olacaktır. Böylelikle kontrol edici durumda olan tasarım parametrelerininin daha kolay anlaşılması sağlanır.

Arayüz sürtünme açısı (δ) zemin ile şaft arasındaki sürtünme direncini kontrol eder. Kulhawy ve ark. (1983) varolan verileri özetleyerek δ değerinin, ϕ'nin fonksiyonu olarak ifade edilebildiğini ve δ/ϕ değerinin zemin yapı arasındaki pürüzlülüğe bağlı olarak 0.5 ile 1.0 arasında değiştiğini belirtmişlerdir [Fang, 1990]. δ/ϕ için yerinde dökme beton, kaliteli yapım teknikleri ve pürüzlü yüzey 1.0 değerini verir. Buna rağmen kalitesiz yapım teknikleri bu değeri 0.8 ve daha düşük noktaya taşıyabilir. Daimi kazık kalıbı (casing) daha düzgün arayüz ile sonuçlanır ve δ/ϕ için 0.7 ve daha düşük değerlerler üretir. δ/ϕ değerleri Çizelge 3.13'de özetlenmiştir.

Çizelge 3.13. Derin temeller için δ/ϕ değerleri [Kulhawy ve ark., 1983]

| Arayüz malzemesi | δ/ϕ değeri |
|---|---|
| Kum / pürüzlü beton | 1.0 |
| Kum / pürüzsüz beton | 0.8-1.0 |
| Kum / pürüzlü çelik | 0.7-0.9 |
| Kum / pürüzsüz çelik | 0.5-0.7 |
| Kum / ahşap | 0.8-0.9 |

Belkide en zor ve önemli terim yatay zemin gerilmesi katsayısı olan K'nın hesaplanmasıdır. Bu terim zemin yatay gerilme katsayısında, inşaat, yükleme ve zamandan dolayı ortaya çıkan gerilme değişiminin fonksiyonudur. Bu faktörler dikkate alındığında $K_0$ değerinden daha büyük olması durumunu ortaya koyar. Arazi testleri analizlerinden K değerlerinin minimum aktif gerilmede 0.1 ile maksimum pasif gerilmede 5 aralığında değiştiği belirlenmiştir [Kulhawy ve ark., 1983].

$K_0$ zemin araştırması sırasında belirlenen geleneksel parametrelerden birisi olmamasına rağmen birçok geoteknik problemde çok önemlidir [Schmertmann, 1985]. $K_0$ değeri 3 yöntemle belirlenebilir. Birincisi pressiyometre, dilatometre gibi

arazi ölçüm yöntemlerinden elde edilen direkt ölçmelerin yorumlanması, ikincisi zemin depozitinin gerilme geçmişinden hesaplanmasıdır. Bu durum için aşağıdaki eşitlik kullanılabilir:

$$K_0 = (1 - \sin \emptyset) OCR^{\sin \emptyset} \quad (3.163)$$

Burada OCR = aşırı konsolidasyon oranıdır. Üçüncü yöntem ise SPT ve CPT sonuçlarından ampirik ifadeler yardımıyla hesaplanmasıdır [Kulwavy ve Mayne, 1990]. Kulhawy ve ark. (1983) aşağıdaki Çizelge 3.14'de $K/K_0$ oranlarını özetlemişlerdir.

Çizelge 3.14. Derin temeller için $K/K_0$ katsayıları [Kulhawy ve ark., 1983]

| Derin Temel ve İnşaa Yöntemi | $K/K_0$ değeri |
|---|---|
| Kazık, jet ile | 0.5-0.7 |
| Fore kazık, yerinde dökme | 0.7-1.0 |
| Çakma kazık, küçük yerdeğiştirme | 0.7-1.2 |
| Çakma kazık, büyük yerdeğiştirme | 1.0-2.0 |

Drenajlı yükleme durumunda ise kenar direncini hesaplamak için aşağıdaki genel ifade önerilmiştir [Kulhawy ve ark., 1983]:

$$Q_{sc} = \pi B \frac{K}{K_0} \int_0^D \gamma z K_0(z) \tan[\phi(\delta/\phi)]\, dz \quad (3.164)$$

### 3.2.5. YSA ile fore kazıkların taşıma gücünün belirlenmesi yöntemi

Derin temellerin tasarımı ve ölçülen zemin özelliklerine dayanan statik kazık kapasitesi yıllar içerisinde geliştirilmiş olmasına rağmen zeminin doğasındaki değişebilirlik ve kazık yapımındaki örselenme, model belirsizliklikleri gibi sebeplerle tasarım kapasitesinde yanılmalar ortaya çıkmaktadır. Kazığın sahip olduğu gerçek kapasite sadece statik yükleme deneyi ile doğrulanabilir. Fakat statik yük deneyleri

hem pahalı hem de zaman alıcıdır. Bu sebeplerle fore kazıkların taşıma gücünün tahmini için yapay sinir ağları kullanılarak bir çalışma yapılmıştır.

Goh (1994, 1995b) killi zeminlerde kazıkların sürtünme kapasitesini tahmin etmek için YSA modelini saha deneylerinden elde edilen verilerle eğitmiştir. Modelin girdileri kazık boyu, kazık çapı, ortalama efektif gerilme ve drenajsız kayma dayanımı; çıktısı ise yüzey sürtünme direncidir. Modelin bulduğu sonuçları Semple ve Rigden (1986) ve Burland (1973) yöntemleri ile karşılaştırmıştır. Goh (1995a, 1996) kohezyonsuz zeminlerde nihai yük kapasitesinin hesaplanması ile ilgili çalışmalar yapmıştır. Kumlu zemine çakılan ahşap, öngerme, beton ve çelik kazıkların yükleme deneylerinden sağladığı verileri kullanarak YSA modeli geliştirmiştir. Modelin girdileri şahmerdan ağırlığı, şahmerdan düşme boyu, şahmerdan tipi, kazık boyu, kazık ağırlığı, kazık kesit alanı, kazığın elastisite modülüdür. Bulduğu sonuçları Wellington (1982), Hiley (1992) ve Janbu (1953) yöntemlerinden elde ettiği sonuçlarla karşılaştırmıştır. Chan ve ark. (1995) kazık çakma formülüne alternatif bir çalışma yapmıştır. Kazık ve zeminin elastik sıkışması, kazığa verilen enerji model girdileri olarak kullanmıştır. Modeli CAPWAP (Rausche ve ark., 1972) veya CASE yöntemi [Goble ve ark., 1975] ile elde ettiği sonuçlar ile eğitmiştir. Lee ve Lee (1996) kazıkların nihai taşıma gücünü kazık yükleme deney verileri ile modellemiştir. Girdiler kazık gömülme derinliğinin kazık çapına oranı, ortalama normal gerilme ve SPT-N olarak seçmiştir. İki adet model geiştirerek Meyerhof eşitliği [Meyerhof, 1976] ile kontol etmiştir. Teh ve ark. (1997) öngermeli donatılı beton kazıklarda dinamik gerilme dalgalarından statik kazık kapasitesini belirlemek için bir çalışma yapmıştır. CAPWAP [Rausche ve ark., 1972] bilgisayar programı ile kazık modelleyerek ede ettiği verileri eğitimde kullanmıştır. Kiefa (1998) kazık kapasitesi, kazık uç kapasitesi ve kazık şaft kapasitesini hesaplamak için üç model geliştirmiştir. Model sonuçlarını Meyerhof (1976), Coyle ve Castello (1981) Amerikan Petrol Enstitüsü (1984) ve Randolph (1985) yöntemleri ile karşılaştırmıştır. Goh ve ark. (2005) fore kazıkların drenajsız yanal kapasitesinin yapay sinir ağları ile tahminine yönelik bir çalışma yapmışlardır. Fore kazıklara ait 127 adet arazi deney verisi ölçümlerine dayandırdıkları araştırmalarında belirleme katsayısını ($R^2$) 0.856, hataların karesinin ortalamasını (MSE) 0.000626 olarak

bulmuşlardır. Fore kazıkların yanal kapasitesinin tahminine yönelik yapılan bu çalışma, uç taşımasını dikkate almamasına rağmen yüksek $R^2$ ve düşük MSE değeriyle literatürde önemli bir yere sahiptir. Das ve Basudhar (2006) kil zemindeki kazıkların drenajsız yanal yük kapasitesi tahmini için YSA kullanarak bir çalışma yapmışlardır. Literatürde fore kazıkların taşıma kapasitesinin YSA ile tahminine yönelik bir çalışmaya rastlanmamıştır.

Bu tez kapsamında YSA ile kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların taşıma gücünü belirlemek için bir çalışma yapılmıştır. Çalışmada kullanılan veritabanı Çizelge 3.15'de sunulmuştur. YSA modelinin giriş verileri zeminin içsel sürtünme açısı, zeminin toplam kenar alanı ve kazık ucunun alanı olmak üzere üç adettir. Modelin tek çıkış verisi ise toplam kazık direncidir.

Çizelge 3.15. Fore kazıkların taşıma gücünün tahmin modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | $\phi$' (°) | Kenar alanı ($m^2$) | Uç alanı ($m^2$) | $Q_{toplam}$ (kN) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 38.0 | 31.43 | 0.131 | 2615 | Mansur ve Kaufman (1956) |
| 2 | 37.5 | 33.15 | 0.223 | 3674 | Mansur ve Kaufman (1956) |
| 3 | 38.0 | 27.59 | 0.131 | 2164 | Mansur ve Kaufman (1956) |
| 4 | 37.5 | 27.44 | 0.147 | 3042 | Mansur ve Kaufman (1956) |
| 5 | 37.0 | 30.10 | 0.182 | 2856 | Mansur ve Kaufman (1956) |
| 6 | 41.0 | 18.80 | 0.209 | 3558 | Furlow (1968) |
| 7 | 40.0 | 22.20 | 0.209 | 3292 | Furlow (1968) |
| 8 | 40.0 | 26.74 | 0.209 | 3923 | Furlow (1968) |
| 9 | 37.0 | 18.61 | 0.105 | 1637 | Hunter ve Davisson (1969) |
| 10 | 37.0 | 23.14 | 0.164 | 2233 | Hunter ve Davisson (1969) |
| 11 | 36.5 | 26.37 | 0.211 | 2295 | Hunter ve Davisson (1969) |
| 12 | 36.5 | 17.73 | 0.165 | 1779 | Hunter ve Davisson (1969) |
| 13 | 38.0 | 90.37 | 0.292 | 5604 | McCammon ve Golder (1970) |
| 14 | 34.0 | 4.31 | 0.164 | 712 | Vesic (1977) |
| 15 | 35.0 | 8.77 | 0.164 | 1735 | Vesic (1977) |
| 16 | 35.0 | 12.79 | 0.164 | 2491 | Vesic (1977) |

Çizelge 3.15. (Devam) Fore kazıkların taşıma gücünün tahmin modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | ϕ' (°) | Kenar alanı ($m^2$) | Uç alanı ($m^2$) | $Q_{toplam}$ (kN) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|
| 17 | 36.0 | 17.25 | 0.164 | 3158 | Vesic (1977) |
| 18 | 36.0 | 21.56 | 0.164 | 3825 | Vesic (1977) |
| 19 | 36.0 | 19.44 | 0.130 | 2695 | Vesic (1977) |
| 20 | 38.0 | 7.12 | 0.032 | 1429 | Koizumi (1971) |
| 21 | 35.5 | 9.48 | 0.086 | 658 | Tavenas (1971) |
| 22 | 35.5 | 12.71 | 0.086 | 882 | Tavenas (1971) |
| 23 | 35.5 | 15.84 | 0.086 | 1014 | Tavenas (1971) |
| 24 | 35.5 | 19.07 | 0.086 | 1281 | Tavenas (1971) |
| 25 | 35.5 | 9.12 | 0.080 | 655 | Tavenas (1971) |
| 26 | 35.5 | 12.22 | 0.080 | 894 | Tavenas (1971) |
| 27 | 35.5 | 15.23 | 0.080 | 1113 | Tavenas (1971) |
| 28 | 35.5 | 18.34 | 0.080 | 1281 | Tavenas (1971) |
| 29 | 31.0 | 14.04 | 0.061 | 480 | Gregersen ve ark. (1973) |
| 30 | 31.0 | 10.08 | 0.032 | 519 | Gregersen ve ark. (1973) |
| 31 | 33.0 | 3.38 | 0.006 | 75 | Bergdahl ve Wennerstrand (1976) |
| 32 | 39.5 | 7.84 | 0.100 | 2439 | Heins ve Barends (1984) |
| 33 | 39.5 | 7.51 | 0.100 | 3000 | Heins ve Barends (1984) |
| 34 | 39.5 | 5.83 | 0.100 | 1950 | Heins ve Barends (1984) |
| 35 | 34.0 | 35.80 | 0.231 | 3200 | Carpentier ve ark. (1984) |
| 36 | 40.0 | 58.78 | 0.308 | 4733 | Gurtowski ve Wu (1984) |
| 37 | 39.5 | 50.32 | 0.308 | 4021 | Gurtowski ve Wu (1984) |
| 38 | 35.0 | 51.71 | 0.657 | 5000 | Mey ve ark. (1985) |
| 39 | 39.0 | 22.53 | 0.143 | 4670 | Reike ve Crowser (1987) |
| 40 | 35.0 | 14.62 | 0.114 | 854 | Thorburn ve Mac Vicar (1970) |
| 41 | 35.0 | 31.84 | 0.149 | 1628 | Thorburn ve Mac Vicar (1970) |
| 42 | 35.0 | 11.59 | 0.129 | 685 | Thorburn ve Mac Vicar (1970) |
| 43 | 37.0 | 38.52 | 0.386 | 3069 | Milovic ve Baci (1976) |
| 44 | 37.0 | 22.78 | 0.073 | 1913 | Blendy (1979) |
| 45 | 37.0 | 16.94 | 0.073 | 2313 | Blendy (1979) |
| 46 | 37.0 | 24.22 | 0.073 | 1254 | Blendy (1979) |
| 47 | 39.5 | 5.83 | 0.100 | 1948 | Heins ve Barends (1979) |

Çizelge 3.15. (Devam) Fore kazıkların taşıma gücünün tahmin modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | ϕ' (°) | Kenar alanı ($m^2$) | Uç alanı ($m^2$) | $Q_{toplam}$ (kN) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|
| 48 | 35.5 | 21.79 | 0.033 | 1761 | Kessler (1979) |
| 49 | 36.0 | 20.26 | 0.033 | 2180 | Kessler (1979) |
| 50 | 33.0 | 24.51 | 0.056 | 3203 | Wan ve ark. (1979) |
| 51 | 34.0 | 26.02 | 0.056 | 3211 | Wan ve ark. (1979) |
| 52 | 37.0 | 15.27 | 0.041 | 1779 | Goble ve ark. (1982) |
| 53 | 37.0 | 21.10 | 0.083 | 1868 | Goble ve ark. (1982) |
| 54 | 35.0 | 21.95 | 0.066 | 1779 | Goble ve ark. (1982) |
| 55 | 37.0 | 22.37 | 0.093 | 1913 | Goble ve ark. (1982) |
| 56 | 35.0 | 14.48 | 0.061 | 2100 | Goble ve ark. (1982) |
| 57 | 35.0 | 18.04 | 0.083 | 1509 | Goble ve ark. (1982) |
| 58 | 37.0 | 19.94 | 0.066 | 922 | Goble ve ark. (1982) |
| 59 | 35.0 | 19.12 | 0.093 | 1779 | Goble ve ark. (1982) |
| 60 | 33.0 | 12.37 | 0.181 | 620 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 61 | 36.0 | 21.51 | 0.899 | 1378 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 62 | 36.0 | 33.53 | 0.665 | 2224 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 63 | 37.0 | 37.00 | 0.665 | 4003 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 64 | 30.0 | 11.06 | 0.322 | 685 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 65 | 40.0 | 29.77 | 0.166 | 1557 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 66 | 34.0 | 52.32 | 0.650 | 7384 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 67 | 38.0 | 24.30 | 0.567 | 5337 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 68 | 35.0 | 3.77 | 0.045 | 180 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 69 | 36.0 | 32.99 | 0.283 | 1800 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 70 | 36.0 | 32.99 | 0.283 | 1880 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 71 | 36.0 | 30.16 | 0.283 | 1600 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 72 | 36.0 | 37.70 | 0.283 | 1900 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 73 | 36.0 | 32.99 | 0.283 | 2120 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 74 | 35.0 | 72.76 | 1.131 | 5000 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 75 | 43.0 | 71.63 | 1.815 | 12454 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 76 | 38.0 | 29.53 | 0.785 | 3203 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 77 | 34.0 | 51.43 | 0.899 | 8540 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 78 | 43.0 | 64.47 | 0.454 | 7120 | Chen ve Kulhawy (1994) |

Çizelge 3.15. (Devam) Fore kazıkların taşıma gücünün tahmin modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | ϕ' (°) | Kenar alanı ($m^2$) | Uç alanı ($m^2$) | $Q_{toplam}$ (kN) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|
| 79 | 42.0 | 44.92 | 0.950 | 1552 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 80 | 42.0 | 65.97 | 1.767 | 3465 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 81 | 44.0 | 20.73 | 0.950 | 1357 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 82 | 44.0 | 28.27 | 1.767 | 3059 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 83 | 37.0 | 64.84 | 0.724 | 4185 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 84 | 46.0 | 69.71 | 0.385 | 5600 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 85 | 36.0 | 160.54 | 1.539 | 9436 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 86 | 36.0 | 160.54 | 1.539 | 9619 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 87 | 36.0 | 160.54 | 1.539 | 11186 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 88 | 38.0 | 251.33 | 3.142 | 30500 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 89 | 46.0 | 31.10 | 0.636 | 7000 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 90 | 35.0 | 214.26 | 0.950 | 11565 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 91 | 39.0 | 14.56 | 0.292 | 845 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 92 | 43.0 | 22.23 | 0.292 | 1512 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 93 | 28.0 | 6.22 | 0.102 | 102 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 94 | 37.0 | 11.06 | 0.322 | 534 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 95 | 45.0 | 25.55 | 0.541 | 1712 | Chen ve Kulhawy (1994) |
| 96 | 32.5 | 52.54 | 0.657 | 3234 | Owens ve Reese (1982) |
| 97 | 32.5 | 52.54 | 0.657 | 7727 | Owens ve Reese (1982) |
| 98 | 29.0 | 21.45 | 0.894 | 1953 | Ismael ve Klym (1979) |
| 99 | 35.3 | 44.99 | 0.951 | 2785 | Franke ve Garbrecht (1977) |
| 100 | 36.5 | 66.04 | 1.773 | 3501 | Franke ve Garbrecht (1977) |
| 101 | 44.3 | 20.76 | 0.951 | 2544 | Franke ve Garbrecht (1977) |
| 102 | 42.9 | 28.35 | 1.773 | 2807 | Franke ve Garbrecht (1977) |
| 103 | 43.8 | 12.62 | 0.431 | 7976 | Beckwith ve Bedenkop (1973) |
| 104 | 37.1 | 31.40 | 0.785 | 3430 | Fujita (1986) |
| 105 | 32.8 | 8.76 | 0.164 | 765 | Watson (1970) |
| 106 | 29.7 | 11.03 | 0.322 | 845 | Jain ve Gupta (1968) |
| 107 | 49.7 | 4.89 | 0.085 | 1219 | Atlanta Testing & Eng. (1974) |
| 108 | 37.6 | 11.67 | 0.292 | 2064 | Soil ve Material Eng. (1984) |
| 109 | 39.1 | 17.51 | 0.292 | 3710 | Soil ve Material Eng. (1984) |

Çizelge 3.15. (Devam) Fore kazıkların taşıma gücünün tahmin modellenmesinde kullanılan YSA veritabanı

| No | ϕ' (°) | Kenar alanı ($m^2$) | Uç alanı ($m^2$) | $Q_{toplam}$ (kN) | Kaynak |
|---|---|---|---|---|---|
| 110 | 33.4 | 25.22 | 0.605 | 5507 | Soil ve Material Eng. (1984) |
| 111 | 27.3 | 6.15 | 0.100 | 116 | Burch ve ark., (1988) |
| 112 | 30.0 | 11.03 | 0.322 | 605 | Burch ve ark., (1988) |
| 113 | 35.4 | 18.46 | 0.283 | 1930 | Burch ve ark., (1988) |
| 114 | 38.7 | 33.10 | 0.657 | 2798 | HDR Infrastructure, Inc. (1987) |
| 115 | 43.0 | 57.28 | 0.719 | 9720 | Schmertmann ve Crapps (1985) |
| 116 | 36.9 | 63.53 | 0.688 | 8510 | Schmertmann ve Crapps (1985) |
| 117 | 33.7 | 22.76 | 0.298 | 2931 | Webb (1976) |
| 118 | 33.7 | 23.35 | 0.298 | 3514 | Webb (1976) |
| 119 | 36.1 | 40.50 | 0.456 | 3643 | Mayne ve Harris (1993) |

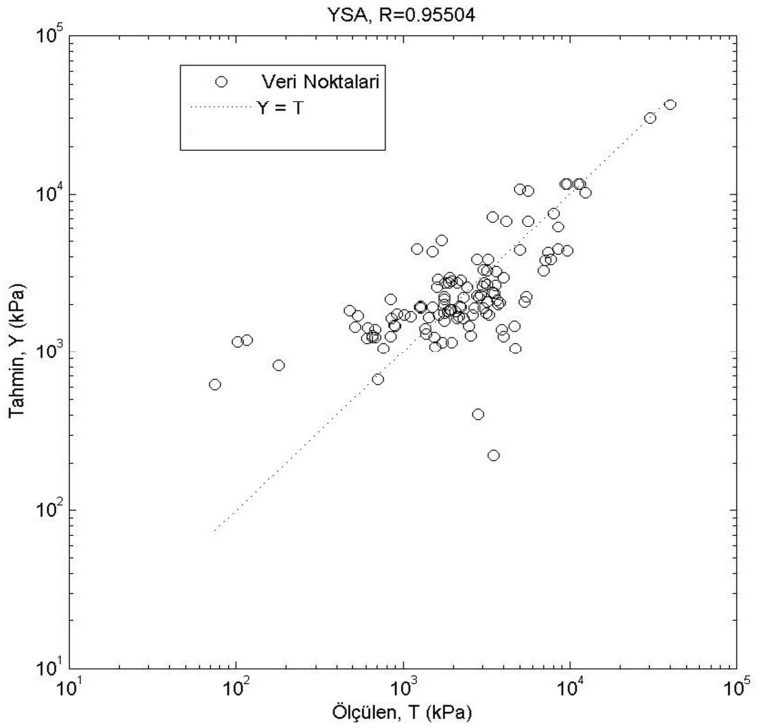
Veri tabanında bulunan toplam 119 set verinin, %60'ı (71 set) eğitim için, %20'si (24 set) geçerlilik için, geriye kalan %20'si (24 set) ise test için bölünmüştür. Modelin tahmin başarısı Çizelge 3.16'da sunulan veri aralıklarının içerisinde değerlendirilmelidir.

Çizelge 3.16. Fore kazık YSA modelinde kullanılan verilerin aralıkları

| Model girdisi | En küçük değer | En büyük değer |
|---|---|---|
| Efektif içsel sürtünme açısı, ϕ' (°) | 27.3 | 49.7 |
| Kazık kenar alanı ($m^2$) | 3.4 | 251.3 |
| Kazık ucu alanı ($m^2$) | 0.006 | 3.1 |
| Kazık toplam kapasitesi, Q (kN) | 102.0 | 30500.0 |

YSA modelinin oluşturulmasında MATLAB 7.12 yazılımı ve Neural Networks araç kutusu kullanılmıştır. Geri yayılım öğrenme algoritmasına sahip modelde 1 giriş katmanı, 2 gizli katman ve 1 çıkış katmanından oluşan çok katmanlı ağ (ÇKA) seçilmiştir. Gizli katman nöron sayısı birer birer artırılmıştır. Model performansı

belirleme katsayısı ($R^2$), RMSE ve MAE ile ölçülmüştür. Deneme yanılma yöntemiyle; gizli katmanda 15 nöron ve tansig transfer fonksiyonu seçilmiştir. Bu çalışmada geliştirilen modelin korelasyon katsayısı (R) 0.96, $R^2$ = 0.91, MAE = 1241 kPa, RMSE = 1754 kPa olarak bulunmuştur (Şekil 3.28).

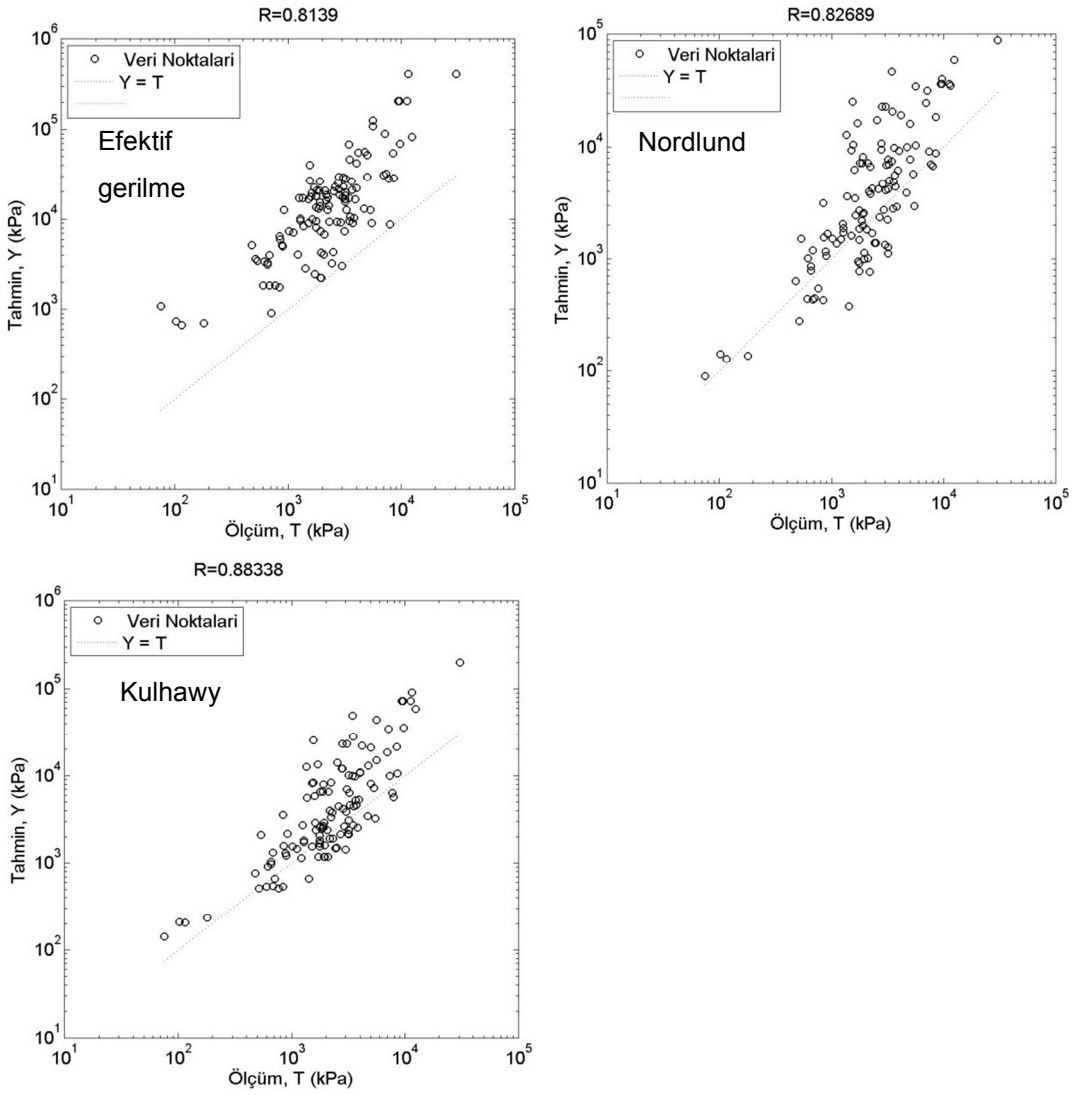



Şekil 3.28. Fore kazık kapasitesi için geliştirilen YSA modelinin başarısı

Fore kazıkların YSA ile taşıma gücü kapasitesinin tahminine yönelik modelin başarısı Çizelge 3.17 ve Şekil 3.28 kullanılarak geleneksel taşıma gücü yöntemleri ile karşılaştırılmıştır.

Çizelge 3.17. Fore kazıklar için YSA ile geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin Çizelge 3.15'deki veritabanı için karşılaştırması

| Yöntem | $R^2$ | RMSE (kPa) | MAE (kPa) |
|---|---|---|---|
| Efektif gerilme | 0.66 | 64591 | 27104 |
| Norldlund | 0.68 | 11640 | 5746 |
| Kulhawy | 0.78 | 21999 | 8344 |
| YSA | 0.91 | 1754 | 1241 |

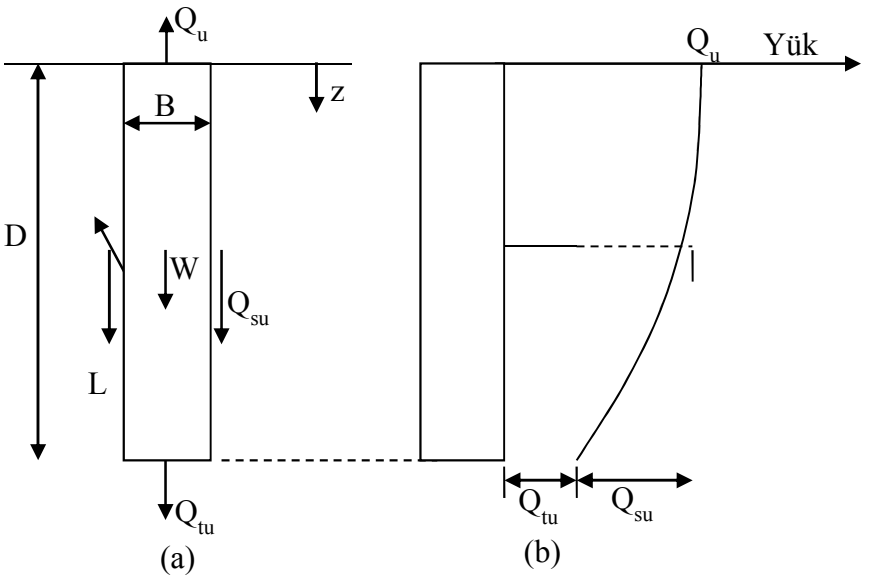



Şekil 3.29. Fore kazıkların geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin korelasyon katsayıları

Çizelge 3.15'de sunulan veritabanı kullanılarak elde edilen Çizelge 3.17 ve Şekil 3.29'a göre taşıma gücü yöntemlerinin belirleme katsayısı ($R^2$) yüksekten düşüğe doğru YSA 0.91, Kulhawy 0.78, Nordlund 0.68, efektif gerilme 0.66 olarak belirlenmiştir. YSA yönteminin ortalama mutlak hata (1241 kPa) ve hata karelerinin ortalamasının karekökü (1754 kPa) değerleri diğer yöntemlere göre oldukça düşüktür. Bu sonuçlara göre fore kazıkların YSA ile taşıma gücünün tahmininde geleneksel yöntemlere göre daha iyi bir başarı elde edilmiştir. Ancak YSA modelinin giriş verileri kenar alanı, uç alanı ve zeminin efektif içsel sürtünme açısı ile sınırlı olduğundan taşıma gücünün mekanizmasını aslında yansıtmamaktadır.

### 3.3. Kazıkların Eksenel Çekme Kapasitesi

Çekmeye maruz kalan temellerin yenilme mekanizması temel tipine, yapım yöntemine ve zeminin özelliklerine göre şekillenir [Kulhawy ve ark., 1983]. Çakma kazıklar, fore kazıklar gibi şaft tipi temellerin çekme kapasitesini oluşturan mekanizma Şekil 3.30'da gösterilmiştir.




Şekil 3.30. Çekme karşısında derin temel davranışı

Denge diyagramından fore kazığın nihai çekme kapasitesi ($Q_u$) aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$Q_u = Q_{su} + Q_{tu} + W \tag{3.165}$$

Burada, $Q_{su}$ = çekme kuvveti etkisinde kenar direnci, $Q_{tu}$ = çekme kuvveti etkisinde uç direnci, W = temel ağırlığıdır.

Kenar direnci için literatürde basınç etkisindeki kenar direncinin çekme etkisindeki kenar direncinden daha az olduğuna dair tahminler vardır. Buna rağmen şaftların

olası Poisson etkilerinin kontrolü göstermiştir ki bu etkiler ihmal edilebilir [Kulhawy ve ark., 1983]. Aynı doğrultuda yükleme deney verilerinin kontrolü ayırt edilir bir fark göstermemiştir [Stas ve Kulhawy, 1984].

Drenajlı yükleme durumunda kenar direnci silindirik şaft yüzeyi boyunca efektif gerilme veya beta yöntemi ile aşağıdaki gibi verilir:

$$Q_{su} = \pi B(K/K_0)_e \int_0^D \{\sigma_v'(z)K_0(z)\tan[\phi'(z).\delta/\phi']\}\,dz \qquad (3.166)$$

Burada B = şaft çapı, D = şaft derinliği, $(K/K_0)_e$ = yapım yönteminin fonksiyonu olarak yatay efektif gerilmedeki değişimi temsil eden gerilme faktörü, $\sigma_v'$ = düşey efektif gerilme, δ = zemin şaft yüzeyi için sürtünme açısı, $\delta/\phi'$ = yüzey pürüzlülük faktörü, z = derinliktir. Eş. 3.166 bazı analizlerde uyumluluk göstermesi için şöyle yazılabilir:

$$Q_{su} = \pi B \int_0^D \beta(z)\sigma_v'(z)dz \qquad (3.167)$$

Burada β katsayıdır ($= K\tan\delta$). Eş. 3.166'da yüzey sürtünme açısı (δ), zeminin efektif içsel sürtünme açısı ($\phi$) ile ilgilidir ve bu ilgi yüzey sürtünme faktörü ($\delta/\phi$)≤1 olarak tanımlanır.

Çekme durumunda uç direnci basınç durumundan farklıdır. Basınç durumunda taşıma gücünde daha büyük direnç gelişir. Drenajlı durum için uç direnci oluşmaz. Bu nedenle $Q_{tu}$ bileşeni sıfırdır.

### 3.4. Özet

Kohezyonsuz zemine oturan sığ temellerin taşıma gücü Terzaghi (1943) tarafından sunulan yaklaşımla hesaplanabilmektedir. Çeşitli araştırmacılar (Meyerhof, 1951; Hansen, 1970; Vesic, 1973) bu konuda gelişmeyi sağlamıştır. Kulhawy (1983), Vesic

(1973) tarafından ortaya koyulan kapsamlı taşıma gücü teorisine son şeklini vermiştir. Böylece temel şekli, yük uygulanma eğimi, eksantritesi, temel eğimi, yer yüzeyinin eğimi, temel derinliği, ve zemin rijitliği taşıma gücü analizlerinde değerlendirilebilmektedir.

Bu bölümde kohezyonsuz zeminde bulunan sığ ve derin temellerin taşıma gücü yöntemleri ele alınmıştır. Sığ temeller için Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic ve Kulhawy geleneksel taşıma gücü yöntemleri MATLAB ortamında programlanmıştır. Literatürden 203 adet sığ temel taşıma gücü verisi bir araya getirilerek Çizelge 3.5'de sunulmuştur. Geleneksel taşıma gücü yöntemlerinin, Çizelge 3.5'deki saha ölçümlerinden gelen verilere göre değerlendirmesinde belirleme katsayısı ($R^2$), hata karelerinin ortalamasının karekökü (RMSE) ve ortalama mutlak hata (MAE) değerleri Terzaghi taşıma gücü yöntemi için sırasıyla 0.85, 254.5 kPa, 109.3 kPa, Meyerhof taşıma gücü yöntemi için sırasıyla 0.88, 188.3 kPa, 100.7 kPa, Hansen taşıma gücü yöntemi için sırasıyla 0.87, 302.3 kPa, 155.6 kPa, Vesic taşıma gücü yöntemi için sırasıyla 0.89, 236.3 kPa, 115.5 kPa ve Kulhawy taşıma gücü yöntemi için sırasıyla 0.90, 240.0 kPa, 115.3 kPa olarak hesaplanmıştır. Çizelge 3.5'deki verilerin geleneksel taşıma gücü yöntemleri ile değerlendirmesinde belirleme katsayılarının 0.87 ile 0.90 arasındaki sonuçları, tez çalışmasında YSA ile kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin taşıma gücünün tahminine yönelik model geliştirilmesine öncü olmuştur. Geliştirilen sığ temellerin taşıma gücünün YSA ile tahmini modelinde $R^2$ = 0.99, RMSE = 38.6 kPa, MAE = 19.6 kPa olarak saptanmıştır.

Derin temellerin taşıma gücü, temel-zemin arasındaki yüzeyin hareketi geçmesiyle yüzey sürtünmesi ve taşıma kapasitesi mekanizmasından kaynaklanan uç dirençlerinden oluşur. Her iki unsurda farklı temel deplasmanlarında limitlerine ulaşır. Bu bölümde kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların kenar ve uç dirençlerini hesaplamak için kullanılan Nordlund (1963), efektif gerilme, Kulhawy (1983) yöntemleri ele alınmış ve MATLAB ortamında programlanmıştır. Literatürden 119 adet derin temel taşıma gücü verisi bir araya getirilerek Çizelge 3.15'de sunulmuştur. Geleneksel derin temel taşıma gücü yöntemlerinin, Çizelge

3.15'deki verilere göre değerlendirmesinde $R^2$ değerleri Nordlund, efektif gerilme ve Kulhawy taşıma gücü yöntemleri için sırasıyla 0.68, 0.66, 0.78 olarak hesaplanmıştır. Çizelge 3.15'deki verilerin geleneksel taşıma gücü yöntemleri ile değerlendirmesinde belirleme katsayılarının 0.66 ile 0.78 arasındaki sonuçları, tez çalışmasında YSA ile kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların taşıma gücü kapasitesi tahmin modelinin MATLAB ortamında geliştirilmesine yol açmıştır. Geliştirilen derin temel taşıma gücünün YSA ile tahmini modelinin belirleme katsayısı 0.91 olarak hesaplanmıştır.

# 4. KOHEZYONSUZ ZEMİNLERDE BULUNAN TEMELLER İÇİN OTURMA ANALİZ YÖNTEMLERİ

Zeminde üst yapıdan gelen yüklerin oluşturduğu gerilme artımı neticesinde oluşan oturmalar üç aşamaya ayrılabilir. Bunlar elastik (ani), konsolidasyon ve ikincil oturmadır. Elastik oturma yüklemenin uygulanmasıyla birlikte görülür. Konsolidasyon oturması için, yüklemeyle birlikte gelişen aşırı boşluk suyu basıncı, zamanla efektif gerilmenin artmasıyla sonuçlanır. Bu oturma boşluk suyu basıncının sönümlenmesiyle meydana gelen hacim değişiminin bir sonucudur. İkincil oturma, konsolidasyon oturması tamamlandıktan sonra görülür ve uzun sürede tamamlanır. Kohezyonsuz zeminlerde oturmanın üç bileşenini belirgin olarak ayırt edilebilmek oldukça zordur. Kohezyonsuz zeminlerin permabilitesi yüksek olduğundan aşırı boşluk suyu basıncının sönümlenmesi hızlı gerçekleşir. Bu sebeple elastik oturma ve konsolidasyon oturmaları aynı anda görülür.

## 4.1. Sığ Temeller

Yukarıda bahsedildiği üzere sığ temellerin oturması aşağıdaki eşitlikte olduğu gibi elastik, konsolidasyon ve ikincil olmak üzere üç bölümden oluşur:

$$\rho_t = \rho_e + \rho_c + \rho_s \tag{4.1}$$

Burada $\rho_t$= toplam oturma, $\rho_e$= elastik (ani) oturma, $\rho_c$= konsolidasyon oturması ve $\rho_s$= ikincil oturmadır.

Douglas (1986) kohezyonsuz zeminlerdeki oturma hesaplanmasında kırkdan fazla yöntem olduğunu belirtmiştir. Sığ temellerin oturma tahmini için kullanılan en yaygın yöntemler Das ve Sivakugan (2007) tarafından Terzaghi ve Peck (1948), Schmertmann (1970), Schmertmann ve ark. (1978) ve Burland Burbidge (1985) olarak belirtilmiştir.

### 4.1.1. Mayne ve Poulos yöntemi

Mayne ve Poulos (1999) sığ temellerin oturma büyüklüğünü elastik sürekli teoriye dayandırarak, yerdeğiştirme etki faktörü ile hesaplama yöntemini ortaya koymuşlardır. Sığ ve radye temellerde oturma hesabının, homojen – Gibson modülü zemin profili, sonlu tabaka kalınlığı, temel esnekliği, drenajsız ve drenajlı yükleme durumları için genel ifadesini aşağıdaki gibi tanımlamışlardır:

$$\rho\ [mm] = \frac{q_{net}.B'.I_G.I_F.I_E.(1-\nu^2)}{E_0} \tag{4.2}$$

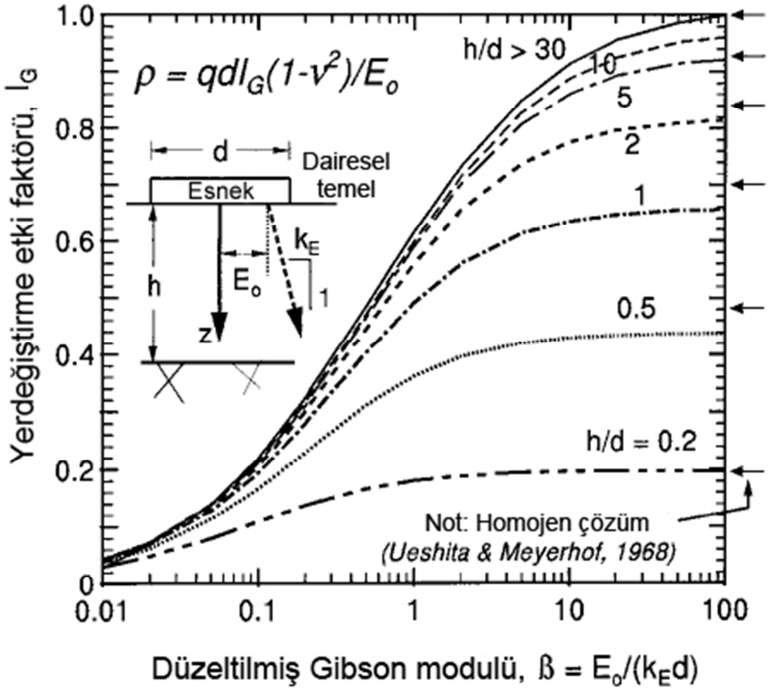
Burada; $B'$ = eşdeğer çap, $\nu$ = Poisson oranı, $I_G$ = yerdeğiştirme etki faktörü, $I_F$ = rijitlik düzeltme faktörü, $I_E$ = oturma düzeltme faktörü, $E_0$ = temel tabanın hemen altındaki zeminin elastik modülü olarak tanımlanır. Eşdeğer çap, dairesel temel için temel çapına eşittir. B temel genişliğindeki ve L temel boyundaki dikdörtgen temel için eşdeğer çap Eş. 4.3 ile verilmiştir.

$$B'\ [m] = \left(\frac{4.B.L}{\pi}\right)^{0.5} \tag{4.3}$$

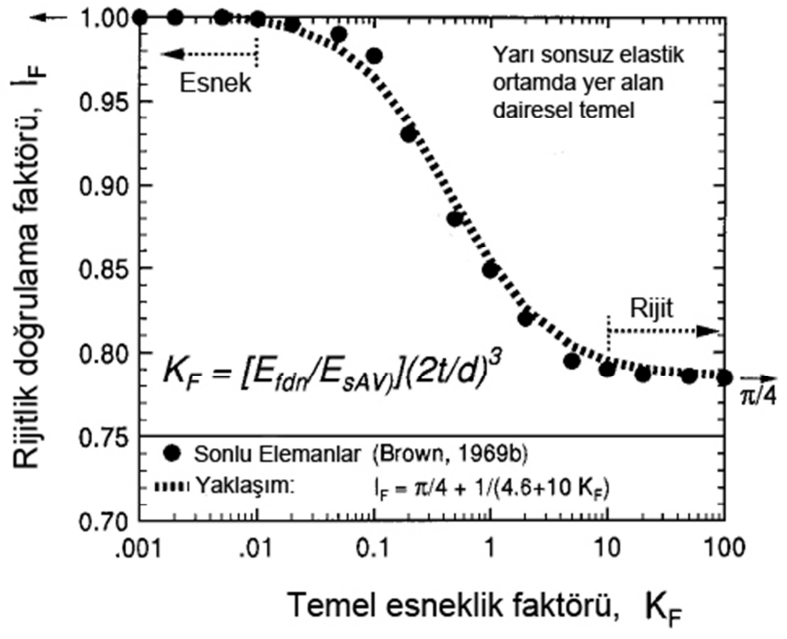
Eş. 4.2'de belirtilen yerdeğiştirme etki faktörü ($I_G$) Şekil 4.1'den bulunur.

Burada, $k_E$ derinlikle elastisite modülündeki artım oranıdır. Bu tez kapsamındaki çalışmada, temelin yer aldığı zemin tabakası kalınlığının temel kısa kenarına oranı (h/d) otuzdan büyük olduğundan, $I_G = 1$ olarak kabul edilmiştir. Rijitlik düzeltme faktörü ($I_F$) ise Şekil 4.2'den veya Eş. 4.4 ile bulunabilir.

$$I_F \approx \frac{\pi}{4} + \frac{1}{\left(4.6+10\left[\frac{E_m}{E_0+\frac{B'}{2}k_E}\right]\left(\frac{2t}{B'}\right)^3\right)} \tag{4.4}$$



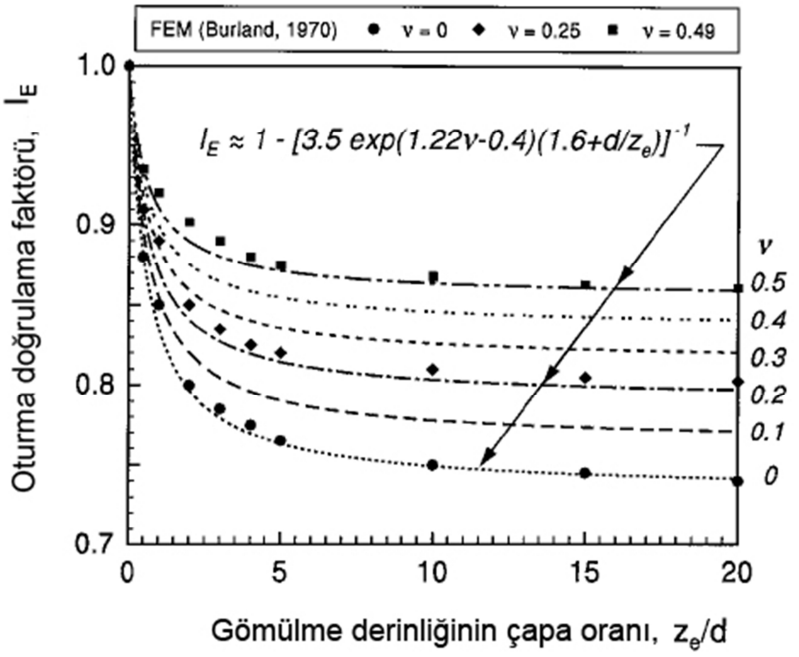

Şekil 4.1. Sonlu Gibson ortamında bulunan esnek dairesel temel için etki faktörleri




Şekil 4.2. Rijitlik düzeltme faktörü

Burada, t = temel kalınlığı, $E_m$ = temelin elastisite modülüdür. Mayne ve Poulos (1999) sonlu elemanlar yardımıyla oturma düzeltme faktörünü ($I_E$) ele almış ve Şekil 4.3'deki gösterildiği üzere Eş. 4.5'de tanımlamıştır:

$$I_E \approx 1 - \frac{1}{3.5exp(1.22\nu - 0.4)[(d/D)+1.6]} \quad (4.5)$$




Şekil 4.3. Sığ temel için oturma düzeltme faktörü

### 4.1.2. Peck ve Bazaraa yöntemi

Peck ve Bazaraa (1969) yöntemi, Meyerhof (1965) yönteminden yola çıkarak kare temeller için geliştirilmiştir. Oturma ile uygulanan gerilmeyi doğrusal kabul eder. Yöntemin genel ifadesi şöyledir:

$$\rho\ [mm] = C_W C_D \frac{0.53 q_{net}}{(N_1)_{60}} \left(\frac{2B}{B+0.3}\right)^2 \quad (4.6)$$

Burada $q_{net}$ = temel seviyesinde uygulanan net gerilme ve B = temel genişliğidir. Eş. 4.6'da kullanılan yer altı su seviyesi düzeltme faktörü ($C_W$) aşağıda verilmiştir:

$$C_W = \frac{temel\ tabanından\ 0.5B\ derinlikteki\ \sigma_0}{temel\ tabanından\ 0.5B\ derinlikteki\ \sigma'_0} \quad (4.7)$$

Burada $\sigma_0$ = düşey gerilme, $\sigma'_0$ = düşey efektif gerilmedir. Derinlik düzeltme faktörü ise ($C_D$) şöyle tanımlanır:

$$C_D = 1.0 - 0.4\left(\frac{\gamma D}{q_{net}}\right)^{0.5} \quad (4.8)$$

Burada $\gamma$ = birim hacim ağırlık ve D = temel derinliğidir. SPT-N değerinde gerilme düzeltmesinin uygulanması aşağıda belirtildiği gibi öngörülmüştür.

$$\sigma'_0 \leq 75kN/m^2 \text{ ise, } (N_1)_{60} = \frac{4N_{60}}{1+0.04\sigma'_0} \quad (4.9)$$

$$\sigma'_0 > 75kN/m^2 \text{ ise, } (N_1)_{60} = \frac{4N_{60}}{3.25+0.01\sigma'_0} \quad (4.10)$$

Burada $N_{60}$ = %60 enerji oranı için SPT-N değeridir. Bu yöntemler kare temeller için geliştirilmiş olmasına rağmen, şerit temeller için de uygulanabilir.

### 4.1.3. Burland ve Burbidge yöntemi

Burland ve Burbidge (1985) kum ve çakıl üzerindeki 200'den fazla sığ temelin oturma kayıtlarını analiz etmişlerdir. Standart penetrasyon testinden yola çıkarak oturmaların tahminine yönelik bir yöntem önermişlerdir. Yöntemde temelin şekli, derinliği, yeraltı su seviyesi, zeminin tane büyüklüğü ve zaman gibi etkenler araştırılmıştır. Zeminin sıkışabilirlik indeksi ($I_c$) ve temel altındaki gerilme etki alanı içerisindeki ortalama standart penetrasyon sayısı (N) arasında aşağıdaki bağıntı geçerlidir:

$$I_c[Mpa^{-1}] = \frac{1.71}{(N)^{1.4}} \quad (4.11)$$

Bu yöntemde, SPT-N değerinin yer altı suyu etkisine ve düşey gerilmelere göre düzeltilmesi gerekmez. Çakıl veya çakıllı kumlarda N değerinin %25 arttırılması,

YASS altındaki ince kum ve siltli kumlarda ise N>15 olması durumunda Eş. 4.12'de önerilen düzeltmenin yapılması verilmelidir.

$$N' = 15 + 0.5(N - 15) \tag{4.12}$$

Standart penetrasyon direncinin derinlikle azaldığı durumlarda etki alanının ($z_I$) 2B alınması, N değerinin artması veya sabit kalması halinde $z_I = B^{0.7}$ olarak kullanılması önerilmiştir. Ayrıca ortalama N değeri temel altındaki etki alanı derinliği boyunca ölçülen penetrasyon dirençlerinin aritmetik ortalaması olarak hesaplanmalıdır. Burland ve Burbidge (1985) yöntemine göre normal konsolide granüler zeminler için oturma şu şekilde tanımlanmıştır:

$$\rho\ [mm] = f_s . f_l . f_t . q_{net} . I_c . z_l \tag{4.13}$$

Eğer kohezyonsuz zemin önceden $\sigma'_{v0p}$ mertebesinde bir önyükleme basıncına maruz kaldıysa:

$$q \leq \sigma'_{v0p} \text{ ise}, \rho\ [mm] = f_s . f_l . f_t . \left(\frac{1}{3} q_{net}\right) . I_c . z_l \tag{4.14}$$

$$q > \sigma'_{v0p} \text{ ise}, \ \rho\ [mm] = f_s . f_l . f_t . \left(q_{net} - \frac{2}{3}\sigma'_{v0p}\right) . I_c . z_l \tag{4.15}$$

denklemleri geçerlidir. Dikdörtgen veya şerit temel için şekil faktörünün ( $f_s$) kullanılması gerekir:

$$f_s = \left(\frac{1.25L/B}{0.25 + L/B}\right)^2 \tag{4.16}$$

Temelin altındaki granüler tabaka kalınlığı ($H_s$) etki derinliğinden daha küçükse, etki derinliği düzeltme katsayısı ($f_l$) kullanılmalıdır:

$$f_l = \frac{H_s}{z_l}\left(2 - \frac{H_s}{z_l}\right)^2 \tag{4.17}$$

Burada $H_s$ = temelin altında yer alan granüler zemin tabakasının kalınlığıdır. Ayrıca Burland ve Burbidge temellerin zamana bağlı oturma tahmini için zaman düzeltme faktörü ($f_t$) ile çarpılması gerekliliğini vurgulamıştır.

$$f_t = 1 + R_3 + R_t log\left(\frac{t}{3}\right) \tag{4.18}$$

Statik yükler için: $R_3 = 0.3,\ R_t = 0.2$; dinamik yükler için: $R_3 = 0.7,\ R_t = 0.8$ alınmalıdır. t üç yıldan az olmamak kaydıyla oturmanın hesaplandığı zamandır. Kohezyonlu zeminler için t'yi 30 yıl almak uygun olmaktadır. Kohezyonsuz zeminlerde zaman düzeltme faktörü 1.5 olarak alınabilir.

### 4.1.4. Schmertmann ve ark. (1978) yöntemi

Schmertmann ve ark. (1978) temeller üzerinde model deneyler yapıp sonlu elemanlar sonuçları kullanarak elastisite teorisine dayanan bir yöntem geliştirmiştir. Oturmanın genel ifadesi:

$$\rho\ [mm] = C_1 C_2 C_3 q_{net} \sum \frac{I_\epsilon H}{E_s} \tag{4.19}$$

şeklinde tanımlanmıştır. Burada $C_1$, $C_2$ ve $C_3$ sırasıyla derinlik, krip ve şekil faktörleri, $q_{net}$ = net gerilme, $I_\epsilon$ = birim deformasyon etki faktörü, H = tabaka kalınlığı, $E_s$ = zeminin elastisite modulüdür. $C_1$, $C_2$ ve $C_3$ faktörleri aşağıda tanımlanmıştır:

$$C_1 = 1 - 0.5\left(\frac{\sigma'_{zD}}{q_{net}}\right) \tag{4.20}$$

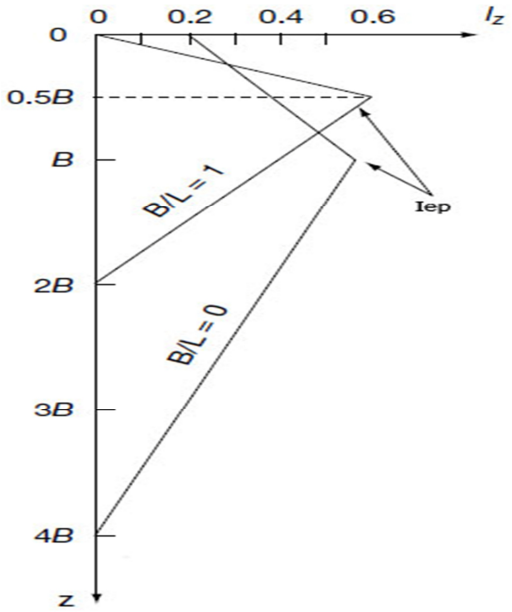
$$C_2 = 1 + 0.2 \log\left(\frac{t}{0.1}\right) \tag{4.21}$$

$$C_3 = 1.03 - 0.03\frac{L}{B} \geq 0.73 \tag{4.22}$$

Burada $\sigma'_{zD}$ = D derinliğinde düşey efektif gerilme, t = zaman, L = temel boyu, B = temel kısa kenarıdır. Birim deformasyon etki faktörünün en büyük değeri ise şöyle tanımlanır:

$$I_{\epsilon p} = 0.5 + 0.1\sqrt{\frac{q_{net}}{\sigma'_{zp}}} \tag{4.23}$$

Burada $\sigma'_{zp}$ = kare ve dairesel temeller için D+B/2 derinlikte, sürekli temeller için D+B derinlikte başlangıçtaki düşey efektif gerilmedir. Birim deformasyon etki faktörü her tabakanın orta noktasında Şekil 4.4'e göre tanımlanır:




Şekil 4.4. Etki faktörünün derinlikle değişimi

- Kare ve dairesel temeller için:

$z_f$ = 0 ile B/2 arasında ise:

$$I_\epsilon = 0.1 + \left(z_f/B\right)\left(2I_{\epsilon p} - 0.2\right) \quad (4.24)$$

$z_f$ = B/2 ile 2B arasında ise:

$$I_\epsilon = 0.667 I_{\epsilon p}\left(2 - z_f/B\right) \quad (4.25)$$

- Sürekli temeller (L/B≥10) için:

$z_f$ = 0 ile B arasında ise:

$$I_\epsilon = 0.2 + \left(z_f/B\right)\left(I_{\epsilon p} - 0.2\right) \quad (4.26)$$

$z_f$ = B ile 4B arasında ise:

$$I_\epsilon = 0.333 I_{\epsilon p}\left(4 - z_f/B\right) \quad (4.27)$$

- Dikdörtgen temeller (1<L/B<10) için:

$$I_\epsilon = I_{\epsilon p} + 0.111(I_{\epsilon c} - I_{\epsilon s})(L/B - 1) \quad (4.28)$$

Olarak verilir. Bu eşitliklerde $z_f$ = temel tabanından zemin tabakasının ortasına olan mesafe, sürekli ve kare temel için $I_{\epsilon c} = I_\epsilon$ olarak tanımlanmıştır. Her tabakanın elastisite modülü CPT-$q_c$ verilerinden aşağıdaki Çizelge 4.1 yardımıyla bulunur [Schmertmann, 1978; Robertson ve Campanella, 1989].

Çizelge 4.1. Schmertmann yöntemi için elastisite modulü ve $q_c$ arasındaki korelasyon

| Zemin Türü | $E/q_c$ |
|---|---|
| Yaşlanmamış normal konsolide silika kum | 2.5 |
| Yaşlanmış normal konsolide silika kum | 3.5 |
| Aşırı konsolide silika kum | 6.0 |

### 4.1.5. YSA ile oturma tahmini

Kohezyozsuz zeminlerde sığ temellerin oturma tahmini henüz gelişimini tamamlamamıştır. Oturmayı etkileyen faktörlerdeki belirsizlikler bu duruma sebep olmaktadır. Uygulanan gerilmenin dağılımı, zeminin gerilme deformasyon geçmişi, zemin sıkışabilirliği ve kohezyonsuz zeminlerde örselenmemiş numune almanın zorluğu bu faktörlerden bazılarıdır [Moorhouse, 1972; Holzlohner, 1984]. Bu sebeple bu tez çalışması kapsamında temellerin oturmasının yapay sinir ağları (YSA) ile tahmin edilmesi üzerine bir çalışma yapılmıştır.

Literatürde sığ temellerin oturma tahminine YSA kullanarak bakılacak olursa Sivakugan ve ark. (1998) kohezyonsuz zemindeki sığ temel oturma tahminine yönelik çalışmalarında 79 adet oturma kayıdının 69 tanesini eğitimde geriye kalan 10 tanesini test için kullanmıştır. Model sonuçlarını Schmertmann ve ark., 1978 yöntemi ile karşılaştırmıştır. Shahin ve ark. (2002a, 2002b) temel genişliği, temele uygulanan net yük, ortalama SPT-N sayısı, temel boyunun genişliğe oranı, temel gömülü derinliğini model girdisi olarak kullanılarak 2 gizli katmana sahip YSA geliştirmişlerdir. Modelin sonuçlarını Meyerhof (1965), Schultze ve Sherif (1973), Schmertmann ve ark. (1978) yöntemleri ile karşılaştırmıştır. Samui (2008) kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin oturmasını hesaplamak için destek vektör makinası kullanmıştır. Modelin girdi parametrelerini temel boyutları, temele uygulanan gerilme, SPT-N, temel gömülme derinliği olarak seçmiştir. Bulduğu sonuçları Meyerhof (1965), Schultze ve Şerif (1973), Schmertmann ve ark. (1978) yöntemleri ile karşılaştırmıştır. Korelasyon katsayısını 0.932 olarak elde etmiştir.

Bu çalışmada YSA modelinin oluşturulmasında MATLAB 7.12 yazılımı ve Neural Networks araç kutusu kullanılmıştır. Arazi verilerinden elde edilmiş olan sığ temellerin oturma verileri ile zemin özellikleri Akbaş (2007)'den alınarak veritabanı oluşturulmuştur (Çizelge 4.2). 426 set veri YSA modelinin eğitim, test ve geçerliliğinde kullanılmıştır. Literatürde bu kadar çok sayıda veri seti ile yapılandırılan başka bir YSA modeline rastlanmamıştır. Bu durum çalışmanın önemini artırmasının yanısıra, YSA modelinin başarısını da etkilemektedir. Veri

sayısının çok olması ve bu verilerin temel boyutları, zemin geoteknik özellikleri ve yükler açısından geniş bir aralıkta yayılması, modelin yaygın kullanılabilmesini ve genelleme yapmasını sağlamaktadır. Fakat modelin tahmin yapma başarısı Çizelge 4.3'de sunulan aralıklar içerisinde en yüksek olduğundan, uygulamada mümkün olduğu kadar bu aralıkların dışına çıkılmaması uygun olacaktır.

Çizelge 4.2. Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 36.60 | 193.0 | 28 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 18.0 |
| 2 | 12.20 | 130.0 | 17 | 1.00 | 0.10 | 8.5 | 22.0 |
| 3 | 3.30 | 52.0 | 8 | 4.24 | 0.55 | 3.4 | 20.0 |
| 4 | 3.30 | 52.0 | 8 | 4.24 | 0.55 | 3.4 | 35.0 |
| 5 | 6.00 | 162.0 | 30 | 2.67 | 0.47 | 1.3 | 10.5 |
| 6 | 6.00 | 162.0 | 30 | 2.67 | 0.60 | 1.3 | 11.0 |
| 7 | 5.50 | 93.0 | 35 | 2.91 | 0.52 | 1.3 | 6.5 |
| 8 | 3.00 | 140.0 | 38 | 6.50 | 0.95 | 1.3 | 3.0 |
| 9 | 4.50 | 93.0 | 10 | 5.33 | 0.56 | 3.0 | 8.0 |
| 10 | 2.60 | 147.0 | 10 | 8.46 | 0.77 | 2.0 | 12.0 |
| 11 | 2.50 | 284.0 | 60 | 3.80 | 1.20 | 5.0 | 1.0 |
| 12 | 2.50 | 284.0 | 60 | 3.80 | 1.20 | 13.0 | 3.0 |
| 13 | 4.57 | 48.0 | 10 | 2.19 | 0.00 | 3.0 | 7.1 |
| 14 | 3.60 | 68.0 | 13 | 2.50 | 0.00 | 10.0 | 2.4 |
| 15 | 2.50 | 25.9 | 50 | 2.56 | 0.00 | 50.0 | 3.7 |
| 16 | 2.50 | 15.7 | 30 | 5.61 | 0.00 | 1.3 | 2.6 |
| 17 | 3.00 | 235.0 | 25 | 5.08 | 0.00 | 50.0 | 8.5 |
| 18 | 2.60 | 200.0 | 10 | 4.92 | 0.00 | 50.0 | 12.7 |
| 19 | 8.60 | 149.0 | 45 | 1.74 | 0.00 | 50.0 | 4.1 |
| 20 | 8.60 | 190.0 | 45 | 1.74 | 0.00 | 50.0 | 11.0 |
| 21 | 5.30 | 121.0 | 17 | 9.91 | 0.49 | 2.1 | 9.0 |
| 22 | 29.40 | 164.0 | 7 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 143.0 |
| 23 | 14.50 | 74.0 | 6 | 4.41 | 0.07 | 2.7 | 75.0 |
| 24 | 14.50 | 74.0 | 6 | 4.41 | 0.07 | 2.7 | 74.0 |
| 25 | 22.40 | 64.0 | 6 | 3.75 | 0.04 | 3.0 | 70.0 |
| 26 | 25.00 | 70.0 | 6 | 1.00 | 0.04 | 1.6 | 121.0 |
| 27 | 25.00 | 63.0 | 6 | 1.00 | 0.08 | 2.7 | 84.0 |
| 28 | 25.00 | 75.0 | 6 | 1.00 | 0.09 | 1.5 | 87.0 |
| 29 | 25.00 | 76.0 | 6 | 1.00 | 0.08 | 3.0 | 85.0 |
| 30 | 25.00 | 75.0 | 6 | 1.00 | 0.11 | 2.2 | 87.0 |
| 31 | 22.40 | 75.0 | 6 | 3.75 | 0.04 | 2.6 | 92.0 |
| 32 | 25.00 | 86.0 | 6 | 1.00 | 0.10 | 3.4 | 120.0 |
| 33 | 25.00 | 78.0 | 6 | 1.00 | 0.07 | 3.8 | 121.0 |
| 34 | 17.70 | 118.0 | 33 | 1.00 | 0.23 | 3.0 | 7.2 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 35 | 17.70 | 126.0 | 33 | 1.00 | 0.21 | 3.0 | 10.1 |
| 36 | 7.00 | 143.0 | 33 | 1.57 | 0.86 | 6.5 | 5.4 |
| 37 | 18.00 | 114.0 | 33 | 2.00 | 0.12 | 2.9 | 17.3 |
| 38 | 18.00 | 112.0 | 33 | 2.00 | 0.13 | 2.9 | 14.5 |
| 39 | 16.50 | 177.0 | 33 | 3.03 | 0.24 | 6.2 | 21.1 |
| 40 | 18.00 | 77.0 | 33 | 1.50 | 0.15 | 4.4 | 10.1 |
| 41 | 10.60 | 66.0 | 33 | 2.08 | 0.38 | 7.2 | 3.3 |
| 42 | 9.00 | 110.0 | 33 | 3.17 | 0.24 | 2.9 | 8.6 |
| 43 | 14.00 | 132.0 | 33 | 1.43 | 0.20 | 5.4 | 12.5 |
| 44 | 60.00 | 417.0 | 47 | 1.00 | 0.09 | 1.5 | 45.0 |
| 45 | 98.00 | 135.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 52.0 |
| 46 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 6.6 |
| 47 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 7.9 |
| 48 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 8.6 |
| 49 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 7.9 |
| 50 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 7.1 |
| 51 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 11.2 |
| 52 | 3.00 | 231.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 5.5 | 7.1 |
| 53 | 3.40 | 247.0 | 20 | 1.59 | 0.50 | 5.7 | 12.2 |
| 54 | 3.70 | 139.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 7.4 |
| 55 | 3.70 | 215.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 15.0 |
| 56 | 3.70 | 215.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 6.4 |
| 57 | 3.70 | 225.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 7.4 |
| 58 | 3.70 | 252.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 16.5 |
| 59 | 3.70 | 279.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 8.6 |
| 60 | 3.70 | 290.0 | 20 | 1.59 | 0.49 | 5.8 | 11.2 |
| 61 | 4.00 | 97.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 6.0 | 6.1 |
| 62 | 4.00 | 145.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 6.0 | 7.4 |
| 63 | 4.00 | 225.0 | 20 | 1.60 | 0.50 | 6.0 | 9.1 |
| 64 | 4.30 | 102.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 7.1 |
| 65 | 4.30 | 134.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 10.2 |
| 66 | 4.30 | 139.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 7.1 |
| 67 | 4.30 | 145.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 6.6 |
| 68 | 4.30 | 145.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 11.2 |
| 69 | 4.30 | 145.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 4.1 |
| 70 | 4.30 | 150.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 6.4 |
| 71 | 4.30 | 150.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 9.4 |
| 72 | 4.30 | 150.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 4.6 |
| 73 | 4.30 | 161.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 3.6 |
| 74 | 4.30 | 161.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 6.4 |
| 75 | 4.30 | 177.0 | 20 | 1.60 | 0.49 | 6.1 | 8.1 |
| 76 | 4.60 | 113.0 | 20 | 1.61 | 0.50 | 6.3 | 5.1 |
| 77 | 4.60 | 166.0 | 20 | 1.61 | 0.50 | 6.3 | 8.1 |
| 78 | 4.90 | 97.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 4.3 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 79 | 4.90 | 97.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 4.3 |
| 80 | 4.90 | 102.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 6.9 |
| 81 | 4.90 | 107.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 3.6 |
| 82 | 4.90 | 113.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 8.9 |
| 83 | 4.90 | 123.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 5.8 |
| 84 | 4.90 | 123.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 7.4 |
| 85 | 4.90 | 182.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 8.4 |
| 86 | 4.90 | 182.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 19.1 |
| 87 | 4.90 | 188.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 15.0 |
| 88 | 4.90 | 199.0 | 20 | 1.59 | 0.51 | 6.5 | 11.7 |
| 89 | 5.50 | 139.0 | 20 | 1.60 | 0.47 | 6.6 | 9.4 |
| 90 | 6.10 | 161.0 | 20 | 1.61 | 0.49 | 7.0 | 10.2 |
| 91 | 6.40 | 150.0 | 20 | 1.59 | 0.50 | 7.2 | 14.5 |
| 92 | 6.70 | 113.0 | 21 | 1.60 | 0.51 | 7.4 | 5.8 |
| 93 | 6.70 | 113.0 | 21 | 1.60 | 0.51 | 7.4 | 4.1 |
| 94 | 7.00 | 177.0 | 22 | 1.60 | 0.50 | 7.5 | 7.6 |
| 95 | 7.00 | 177.0 | 22 | 1.60 | 0.50 | 7.5 | 8.9 |
| 96 | 1.20 | 215.0 | 50 | 1.00 | 0.50 | 0.6 | 1.7 |
| 97 | 42.70 | 166.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 0.6 | 80.0 |
| 98 | 33.50 | 156.0 | 19 | 1.00 | 0.00 | 0.6 | 90.0 |
| 99 | 27.40 | 154.0 | 17 | 1.00 | 0.00 | 0.6 | 100.0 |
| 100 | 38.10 | 241.0 | 20 | 1.00 | 0.00 | 0.6 | 131.0 |
| 101 | 55.00 | 84.0 | 60 | 1.84 | 0.18 | 2.5 | 65.0 |
| 102 | 41.00 | 209.0 | 20 | 1.00 | 0.12 | 5.0 | 45.0 |
| 103 | 32.00 | 70.0 | 20 | 1.00 | 0.14 | 5.0 | 24.0 |
| 104 | 21.50 | 118.0 | 20 | 1.00 | 0.19 | 5.0 | 25.0 |
| 105 | 2.40 | 490.0 | 33 | 10.00 | 0.00 | 0.0 | 14.0 |
| 106 | 24.40 | 182.0 | 11 | 1.00 | 0.00 | 0.6 | 232.0 |
| 107 | 23.80 | 158.0 | 11 | 1.00 | 0.00 | 0.6 | 196.0 |
| 108 | 22.90 | 180.0 | 25 | 3.86 | 0.01 | 4.0 | 39.4 |
| 109 | 135.00 | 500.0 | 60 | 1.33 | 0.15 | 11.7 | 15.0 |
| 110 | 3.50 | 25.0 | 12 | 1.00 | 0.43 | 1.5 | 3.0 |
| 111 | 22.00 | 82.0 | 21 | 3.41 | 0.23 | 15.0 | 7.7 |
| 112 | 22.00 | 79.0 | 21 | 1.00 | 0.23 | 15.0 | 10.5 |
| 113 | 2.50 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 20.5 |
| 114 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 10.8 |
| 115 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 6.6 |
| 116 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 17.8 |
| 117 | 2.50 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.4 |
| 118 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 9.4 |
| 119 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 8.4 |
| 120 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 12.5 |
| 121 | 2.50 | 254.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 10.4 |
| 122 | 2.50 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.6 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 123 | 2.50 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 18.4 |
| 124 | 2.50 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 6.8 |
| 125 | 1.00 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 8.0 |
| 126 | 1.00 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 10.4 |
| 127 | 1.00 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.0 |
| 128 | 1.00 | 245.0 | 21 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 14.0 |
| 129 | 16.00 | 220.0 | 12 | 1.28 | 0.09 | 1.5 | 210.0 |
| 130 | 24.60 | 55.7 | 22 | 3.15 | 0.20 | 8.2 | 15.0 |
| 131 | 36.60 | 144.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 5.6 |
| 132 | 36.60 | 144.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 10.9 |
| 133 | 1.50 | 150.0 | 35 | 1.00 | 0.40 | 3.8 | 2.1 |
| 134 | 1.50 | 150.0 | 50 | 1.00 | 0.40 | 3.8 | 1.0 |
| 135 | 1.20 | 150.0 | 28 | 1.00 | 0.50 | 3.8 | 1.3 |
| 136 | 1.20 | 150.0 | 45 | 1.00 | 0.50 | 3.8 | 0.6 |
| 137 | 3.05 | 150.0 | 50 | 1.00 | 0.49 | 6.3 | 3.8 |
| 138 | 3.05 | 150.0 | 45 | 1.00 | 0.49 | 6.3 | 6.2 |
| 139 | 3.05 | 150.0 | 30 | 1.00 | 0.49 | 6.3 | 7.2 |
| 140 | 13.00 | 193.0 | 18 | 2.42 | 0.16 | 2.1 | 21.0 |
| 141 | 13.00 | 193.0 | 18 | 2.11 | 0.16 | 2.1 | 18.0 |
| 142 | 13.00 | 193.0 | 18 | 1.73 | 0.16 | 2.1 | 14.0 |
| 143 | 1.20 | 215.0 | 29 | 1.00 | 2.17 | 5.3 | 2.5 |
| 144 | 1.20 | 215.0 | 26 | 1.00 | 2.17 | 5.3 | 1.5 |
| 145 | 1.20 | 215.0 | 18 | 1.00 | 2.17 | 5.3 | 8.6 |
| 146 | 34.00 | 270.0 | 30 | 1.68 | 0.23 | 7.0 | 22.0 |
| 147 | 18.30 | 41.0 | 20 | 1.00 | 0.02 | 2.1 | 4.8 |
| 148 | 15.20 | 33.0 | 20 | 1.00 | 0.02 | 2.1 | 2.8 |
| 149 | 4.00 | 518.0 | 37 | 1.75 | 1.25 | 11.4 | 7.6 |
| 150 | 4.00 | 518.0 | 37 | 1.75 | 1.25 | 11.4 | 7.6 |
| 151 | 4.00 | 518.0 | 37 | 1.75 | 1.25 | 11.4 | 11.9 |
| 152 | 4.00 | 518.0 | 37 | 1.75 | 1.25 | 11.4 | 9.5 |
| 153 | 4.00 | 518.0 | 37 | 1.75 | 1.25 | 11.4 | 9.5 |
| 154 | 4.00 | 518.0 | 37 | 1.75 | 1.25 | 11.4 | 4.6 |
| 155 | 1.22 | 300.0 | 50 | 1.00 | 0.38 | 20.5 | 4.5 |
| 156 | 1.40 | 300.0 | 50 | 1.00 | 2.64 | 5.2 | 1.5 |
| 157 | 0.90 | 300.0 | 30 | 1.00 | 1.33 | 4.9 | 4.0 |
| 158 | 0.90 | 300.0 | 20 | 1.00 | 3.44 | 4.0 | 6.7 |
| 159 | 0.90 | 300.0 | 20 | 1.00 | 1.33 | 3.0 | 2.7 |
| 160 | 0.61 | 300.0 | 20 | 1.00 | 5.08 | 4.0 | 2.0 |
| 161 | 0.31 | 307.0 | 40 | 1.00 | 12.98 | 3.7 | 3.1 |
| 162 | 0.31 | 279.5 | 40 | 1.00 | 12.98 | 3.7 | 1.1 |
| 163 | 0.61 | 301.8 | 30 | 1.00 | 2.00 | 4.9 | 1.8 |
| 164 | 0.31 | 313.8 | 30 | 1.00 | 4.00 | 4.9 | 0.9 |
| 165 | 4.50 | 91.0 | 12 | 6.78 | 0.60 | 1.6 | 7.0 |
| 166 | 4.50 | 91.0 | 12 | 6.78 | 0.60 | 1.6 | 14.0 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 167 | 5.30 | 171.0 | 12 | 6.89 | 0.75 | 4.0 | 16.0 |
| 168 | 5.30 | 171.0 | 12 | 6.89 | 0.75 | 4.0 | 16.0 |
| 169 | 3.50 | 123.0 | 6 | 1.00 | 0.71 | 7.7 | 90.0 |
| 170 | 1.10 | 78.0 | 13 | 1.00 | 1.09 | 2.7 | 2.0 |
| 171 | 1.50 | 77.0 | 13 | 1.00 | 0.80 | 2.7 | 2.1 |
| 172 | 1.50 | 77.0 | 13 | 1.00 | 0.80 | 2.7 | 1.3 |
| 173 | 23.60 | 167.0 | 35 | 1.14 | 0.13 | 3.3 | 15.4 |
| 174 | 1.80 | 230.0 | 25 | 1.00 | 1.67 | 3.3 | 3.4 |
| 175 | 1.40 | 230.0 | 25 | 1.00 | 2.14 | 3.3 | 3.9 |
| 176 | 2.20 | 284.0 | 25 | 1.00 | 1.36 | 3.3 | 10.5 |
| 177 | 4.50 | 195.0 | 35 | 1.27 | 0.67 | 3.3 | 3.9 |
| 178 | 15.00 | 81.0 | 35 | 4.86 | 0.20 | 3.3 | 5.4 |
| 179 | 1.40 | 226.0 | 25 | 10.00 | 0.29 | 3.0 | 7.7 |
| 180 | 1.60 | 250.0 | 25 | 7.88 | 0.25 | 3.0 | 9.3 |
| 181 | 1.20 | 250.0 | 25 | 10.58 | 0.25 | 3.0 | 10.0 |
| 182 | 0.80 | 294.0 | 25 | 23.00 | 0.38 | 3.0 | 5.8 |
| 183 | 1.80 | 206.0 | 25 | 13.39 | 0.17 | 3.0 | 16.9 |
| 184 | 1.00 | 294.0 | 40 | 1.00 | 0.00 | 3.0 | 5.0 |
| 185 | 3.30 | 304.0 | 40 | 1.73 | 0.91 | 3.3 | 11.0 |
| 186 | 3.30 | 304.0 | 40 | 1.73 | 0.91 | 3.3 | 12.2 |
| 187 | 3.60 | 304.0 | 40 | 1.75 | 0.83 | 3.3 | 12.7 |
| 188 | 3.60 | 304.0 | 40 | 1.75 | 0.83 | 3.3 | 13.6 |
| 189 | 4.50 | 304.0 | 40 | 1.51 | 0.67 | 3.3 | 18.3 |
| 190 | 22.90 | 165.0 | 30 | 1.42 | 0.13 | 3.3 | 20.4 |
| 191 | 21.70 | 148.0 | 30 | 1.02 | 0.14 | 3.3 | 19.8 |
| 192 | 1.00 | 196.0 | 25 | 1.00 | 3.00 | 3.3 | 6.0 |
| 193 | 1.00 | 220.0 | 34 | 1.00 | 0.00 | 2.2 | 3.6 |
| 194 | 1.00 | 564.0 | 45 | 1.00 | 0.50 | 2.7 | 4.4 |
| 195 | 1.00 | 339.0 | 45 | 1.00 | 0.50 | 0.5 | 6.0 |
| 196 | 1.00 | 284.0 | 45 | 1.00 | 0.50 | 0.5 | 4.7 |
| 197 | 61.00 | 200.0 | 50 | 1.00 | 0.07 | 6.3 | 11.8 |
| 198 | 11.00 | 160.0 | 23 | 2.04 | 1.55 | 3.0 | 40.0 |
| 199 | 1.20 | 320.0 | 25 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 2.8 |
| 200 | 2.40 | 168.0 | 12 | 50.79 | 0.83 | 7.3 | 15.7 |
| 201 | 4.60 | 188.0 | 12 | 26.50 | 0.43 | 7.3 | 19.1 |
| 202 | 5.50 | 144.0 | 6 | 1.18 | 0.00 | 0.0 | 37.5 |
| 203 | 0.90 | 147.0 | 6 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 18.4 |
| 204 | 4.00 | 137.0 | 12 | 1.25 | 0.00 | 0.0 | 8.4 |
| 205 | 1.50 | 78.0 | 6 | 10.00 | 1.53 | 2.3 | 9.5 |
| 206 | 3.00 | 157.0 | 12 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 16.2 |
| 207 | 2.80 | 216.0 | 20 | 1.07 | 0.00 | 0.0 | 5.8 |
| 208 | 4.80 | 196.0 | 33 | 1.17 | 0.00 | 0.0 | 5.0 |
| 209 | 22.50 | 245.0 | 20 | 2.89 | 0.44 | 7.5 | 15.0 |
| 210 | 22.50 | 295.0 | 20 | 2.89 | 0.44 | 7.5 | 28.0 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 211 | 10.00 | 240.0 | 60 | 1.00 | 0.15 | 11.5 | 7.0 |
| 212 | 20.00 | 85.0 | 5 | 1.00 | 0.15 | 2.0 | 116.0 |
| 213 | 20.00 | 85.0 | 5 | 1.00 | 0.15 | 2.0 | 81.0 |
| 214 | 41.20 | 34.0 | 36 | 1.00 | 0.24 | 4.5 | 10.0 |
| 215 | 0.90 | 133.0 | 5 | 1.00 | 0.33 | 10.3 | 7.6 |
| 216 | 0.90 | 113.0 | 6 | 1.00 | 1.00 | 10.9 | 6.4 |
| 217 | 1.20 | 199.0 | 7 | 1.00 | 0.17 | 10.2 | 13.0 |
| 218 | 1.20 | 268.0 | 8 | 1.00 | 0.75 | 10.9 | 12.7 |
| 219 | 17.60 | 240.0 | 20 | 4.77 | 0.61 | 12.9 | 21.2 |
| 220 | 16.00 | 228.0 | 14 | 2.69 | 0.46 | 9.1 | 17.9 |
| 221 | 20.50 | 173.0 | 10 | 1.00 | 0.17 | 6.0 | 8.0 |
| 222 | 14.50 | 255.0 | 26 | 1.00 | 0.24 | 11.0 | 15.5 |
| 223 | 33.00 | 216.0 | 34 | 1.00 | 0.16 | 2.8 | 43.8 |
| 224 | 2.60 | 293.0 | 37 | 4.12 | 0.38 | 1.0 | 10.9 |
| 225 | 1.70 | 180.0 | 43 | 100.00 | 0.94 | 1.6 | 19.2 |
| 226 | 24.40 | 120.0 | 27 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 14.3 |
| 227 | 2.10 | 584.0 | 50 | 1.14 | 1.14 | 2.4 | 4.4 |
| 228 | 2.10 | 697.0 | 50 | 1.00 | 0.71 | 11.5 | 2.3 |
| 229 | 1.80 | 575.0 | 50 | 1.56 | 0.83 | 11.5 | 2.7 |
| 230 | 2.10 | 584.0 | 50 | 1.14 | 1.43 | 13.0 | 4.6 |
| 231 | 2.10 | 347.0 | 50 | 1.95 | 1.43 | 13.0 | 1.8 |
| 232 | 8.20 | 35.0 | 5 | 7.44 | 0.00 | 0.0 | 19.0 |
| 233 | 1.80 | 45.0 | 5 | 10.00 | 0.00 | 0.0 | 25.0 |
| 234 | 30.20 | 386.0 | 18 | 1.02 | 0.09 | 9.2 | 91.6 |
| 235 | 3.80 | 383.0 | 50 | 10.00 | 1.84 | 13.0 | 4.8 |
| 236 | 2.50 | 220.0 | 20 | 1.20 | 1.48 | 4.1 | 15.0 |
| 237 | 2.50 | 220.0 | 20 | 1.20 | 1.48 | 4.1 | 10.0 |
| 238 | 2.30 | 120.0 | 12 | 1.48 | 1.09 | 4.1 | 12.0 |
| 239 | 2.30 | 110.0 | 12 | 1.17 | 1.09 | 4.1 | 18.0 |
| 240 | 2.30 | 110.0 | 12 | 1.48 | 0.65 | 4.1 | 17.0 |
| 241 | 2.80 | 90.0 | 12 | 1.18 | 0.54 | 4.1 | 17.0 |
| 242 | 6.00 | 190.0 | 7 | 1.00 | 0.00 | 0.9 | 74.0 |
| 243 | 2.80 | 142.0 | 4 | 5.00 | 0.36 | 1.0 | 97.0 |
| 244 | 3.30 | 99.0 | 7 | 4.39 | 0.61 | 2.0 | 37.0 |
| 245 | 18.00 | 140.0 | 20 | 1.44 | 0.14 | 12.5 | 27.2 |
| 246 | 0.99 | 356.0 | 16 | 1.00 | 0.72 | 4.9 | 3.8 |
| 247 | 1.49 | 474.0 | 16 | 1.01 | 0.51 | 4.9 | 10.3 |
| 248 | 3.02 | 395.6 | 25 | 1.00 | 0.29 | 4.9 | 14.4 |
| 249 | 2.49 | 398.7 | 19 | 1.00 | 0.31 | 4.9 | 9.4 |
| 250 | 3.00 | 395.6 | 21 | 1.00 | 0.25 | 4.9 | 11.1 |
| 251 | 5.18 | 150.8 | 32 | 3.75 | 0.35 | 4.3 | 15.9 |
| 252 | 5.18 | 106.3 | 56 | 3.75 | 0.35 | 4.9 | 8.7 |
| 253 | 4.60 | 111.0 | 14 | 3.48 | 0.00 | 3.5 | 23.9 |
| 254 | 5.11 | 116.3 | 14 | 3.13 | 0.24 | 2.1 | 15.8 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 255 | 3.81 | 61.3 | 14 | 3.28 | 0.40 | 2.1 | 10.6 |
| 256 | 3.35 | 83.8 | 10 | 6.78 | 0.00 | 14.9 | 6.9 |
| 257 | 5.64 | 112.5 | 20 | 4.27 | 0.27 | 14.9 | 15.9 |
| 258 | 6.40 | 72.8 | 24 | 1.00 | 0.24 | 14.9 | 2.4 |
| 259 | 6.40 | 48.4 | 24 | 1.45 | 0.24 | 14.9 | 2.6 |
| 260 | 4.88 | 47.4 | 19 | 1.68 | 0.31 | 14.9 | 3.3 |
| 261 | 4.88 | 49.3 | 19 | 1.16 | 0.31 | 14.9 | 3.2 |
| 262 | 6.40 | 53.6 | 24 | 1.57 | 0.24 | 14.9 | 8.3 |
| 263 | 6.40 | 56.0 | 24 | 1.43 | 0.24 | 14.9 | 6.9 |
| 264 | 2.47 | 80.5 | 22 | 5.30 | 0.00 | 2.4 | 16.4 |
| 265 | 2.47 | 136.5 | 8 | 5.30 | 0.00 | 4.6 | 6.0 |
| 266 | 5.11 | 118.7 | 32 | 4.59 | 0.36 | 5.8 | 5.3 |
| 267 | 4.65 | 112.5 | 32 | 4.99 | 0.43 | 5.8 | 10.6 |
| 268 | 8.53 | 109.6 | 23 | 1.00 | 0.00 | 11.1 | 15.7 |
| 269 | 6.10 | 149.9 | 39 | 5.04 | 1.10 | 0.0 | 13.8 |
| 270 | 6.10 | 159.4 | 31 | 5.04 | 0.25 | 0.0 | 19.4 |
| 271 | 6.63 | 134.0 | 42 | 2.04 | 0.00 | 4.6 | 16.8 |
| 272 | 4.88 | 116.3 | 42 | 2.79 | 0.00 | 0.0 | 9.4 |
| 273 | 4.57 | 144.3 | 39 | 1.00 | 0.15 | 1.4 | 13.2 |
| 274 | 3.81 | 140.7 | 28 | 1.08 | 0.32 | 2.4 | 10.4 |
| 275 | 3.81 | 140.7 | 28 | 1.08 | 0.32 | 2.4 | 11.9 |
| 276 | 3.81 | 140.7 | 28 | 1.08 | 0.27 | 2.4 | 7.6 |
| 277 | 3.66 | 59.0 | 32 | 1.12 | 0.58 | 1.8 | 6.1 |
| 278 | 3.81 | 140.7 | 28 | 1.08 | 0.28 | 2.4 | 8.9 |
| 279 | 3.66 | 59.1 | 32 | 1.12 | 0.58 | 1.8 | 4.9 |
| 280 | 4.57 | 144.3 | 31 | 1.00 | 0.23 | 1.8 | 9.9 |
| 281 | 3.66 | 412.4 | 29 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 8.4 |
| 282 | 3.66 | 412.4 | 31 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 6.2 |
| 283 | 0.91 | 103.8 | 5 | 1.00 | 0.00 | 4.3 | 25.4 |
| 284 | 0.91 | 425.6 | 15 | 1.00 | 0.00 | 4.3 | 15.3 |
| 285 | 0.91 | 48.9 | 2 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 25.4 |
| 286 | 0.91 | 212.8 | 11 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 14.2 |
| 287 | 2.30 | 500.0 | 15 | 1.09 | 0.68 | 8.5 | 21.0 |
| 288 | 2.30 | 190.0 | 5 | 1.09 | 0.00 | 1.5 | 20.0 |
| 289 | 1.10 | 500.0 | 10 | 1.18 | 0.00 | 8.5 | 10.0 |
| 290 | 1.10 | 110.0 | 6 | 1.18 | 0.00 | 1.5 | 20.0 |
| 291 | 1.60 | 600.0 | 10 | 1.13 | 0.00 | 8.5 | 20.0 |
| 292 | 1.60 | 200.0 | 5 | 1.13 | 0.00 | 1.5 | 20.0 |
| 293 | 0.31 | 107.6 | 12 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 1.0 |
| 294 | 0.46 | 143.5 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 1.5 |
| 295 | 0.31 | 107.6 | 12 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.0 |
| 296 | 0.46 | 95.7 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 1.5 |
| 297 | 0.61 | 67.3 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 1.1 |
| 298 | 0.61 | 107.6 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.5 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 299 | 0.46 | 95.7 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.0 |
| 300 | 0.61 | 107.6 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.0 |
| 301 | 0.91 | 119.6 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.0 |
| 302 | 0.61 | 107.6 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.5 |
| 303 | 0.30 | 107.6 | 12 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 1.2 |
| 304 | 0.46 | 119.6 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.5 |
| 305 | 1.00 | 200.0 | 17 | 1.00 | 1.00 | 11.0 | 4.4 |
| 306 | 1.00 | 150.0 | 17 | 1.00 | 0.35 | 10.4 | 9.6 |
| 307 | 0.70 | 292.0 | 14 | 1.00 | 1.43 | 3.0 | 5.6 |
| 308 | 1.00 | 197.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 4.1 |
| 309 | 1.00 | 100.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.7 |
| 310 | 1.00 | 150.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.2 |
| 311 | 1.00 | 125.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.3 |
| 312 | 1.00 | 125.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.3 |
| 313 | 1.00 | 100.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.1 |
| 314 | 1.00 | 100.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.6 |
| 315 | 1.00 | 100.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.1 |
| 316 | 0.71 | 160.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.7 |
| 317 | 0.71 | 120.0 | 16 | 1.97 | 0.00 | 10.0 | 3.5 |
| 318 | 0.71 | 160.0 | 16 | 2.96 | 0.00 | 10.0 | 6.0 |
| 319 | 1.00 | 150.0 | 17 | 1.00 | 0.43 | 10.4 | 8.8 |
| 320 | 1.00 | 150.0 | 18 | 1.00 | 0.63 | 10.6 | 3.6 |
| 321 | 1.00 | 150.0 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.1 |
| 322 | 1.00 | 300.0 | 14 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 8.3 |
| 323 | 1.00 | 200.0 | 14 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 4.6 |
| 324 | 1.00 | 199.0 | 14 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 4.0 |
| 325 | 1.00 | 200.0 | 14 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 4.5 |
| 326 | 1.00 | 199.0 | 14 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 9.8 |
| 327 | 1.00 | 198.0 | 15 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 10.1 |
| 328 | 1.00 | 300.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 8.7 |
| 329 | 1.00 | 296.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 10.6 |
| 330 | 1.00 | 196.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 4.5 |
| 331 | 1.00 | 196.0 | 15 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 6.0 |
| 332 | 1.00 | 197.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 4.1 |
| 333 | 1.00 | 196.0 | 15 | 1.00 | 0.20 | 3.0 | 8.9 |
| 334 | 0.70 | 194.0 | 15 | 1.00 | 0.29 | 3.0 | 9.0 |
| 335 | 1.00 | 298.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 8.4 |
| 336 | 1.00 | 196.0 | 14 | 1.00 | 1.00 | 3.0 | 3.6 |
| 337 | 0.70 | 298.0 | 14 | 1.00 | 1.43 | 3.0 | 4.9 |
| 338 | 0.70 | 296.0 | 14 | 1.00 | 1.43 | 3.0 | 5.1 |
| 339 | 0.70 | 294.0 | 14 | 1.00 | 1.43 | 3.0 | 4.6 |
| 340 | 0.70 | 198.0 | 15 | 1.00 | 0.29 | 3.0 | 5.9 |
| 341 | 0.75 | 88.2 | 30 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.0 |
| 342 | 0.45 | 122.5 | 40 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.8 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 343 | 0.45 | 300.8 | 37 | 1.00 | 0.00 | 5.9 | 3.2 |
| 344 | 0.75 | 300.8 | 31 | 1.00 | 0.00 | 5.3 | 5.9 |
| 345 | 0.45 | 201.7 | 25 | 1.00 | 0.00 | 4.7 | 6.0 |
| 346 | 0.75 | 300.0 | 22 | 1.00 | 0.00 | 4.1 | 4.7 |
| 347 | 0.30 | 236.7 | 32 | 1.00 | 0.00 | 5.5 | 1.5 |
| 348 | 0.30 | 333.3 | 58 | 1.00 | 0.00 | 5.5 | 1.2 |
| 349 | 0.30 | 608.7 | 70 | 1.00 | 0.00 | 5.5 | 1.4 |
| 350 | 0.30 | 730.5 | 75 | 1.00 | 0.00 | 5.5 | 1.3 |
| 351 | 0.25 | 344.0 | 20 | 1.00 | 4.00 | 2.8 | 3.1 |
| 352 | 0.50 | 358.4 | 20 | 1.00 | 2.00 | 2.8 | 6.5 |
| 353 | 0.75 | 472.9 | 20 | 1.00 | 1.33 | 2.8 | 12.1 |
| 354 | 1.00 | 400.9 | 20 | 1.00 | 1.00 | 2.8 | 12.4 |
| 355 | 0.80 | 3000.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 8.7 |
| 356 | 1.20 | 4686.2 | 49 | 1.00 | 0.00 | 24.0 | 25.0 |
| 357 | 0.61 | 34.4 | 4 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.2 |
| 358 | 0.61 | 71.2 | 16 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.7 |
| 359 | 0.61 | 72.4 | 27 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.8 |
| 360 | 0.31 | 103.3 | 30 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 0.7 |
| 361 | 0.91 | 113.1 | 30 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.3 |
| 362 | 0.61 | 110.1 | 30 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.9 |
| 363 | 0.46 | 98.8 | 30 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 1.7 |
| 364 | 1.20 | 165.0 | 33 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 11.6 |
| 365 | 0.90 | 166.0 | 33 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 17.4 |
| 366 | 0.60 | 102.0 | 32.8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 3.7 |
| 367 | 0.90 | 335.0 | 100 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.6 |
| 368 | 1.20 | 251.0 | 100 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 12.7 |
| 369 | 0.60 | 500.0 | 100 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.8 |
| 370 | 3.60 | 148.6 | 13 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.0 |
| 371 | 4.00 | 109.7 | 11 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 13.7 |
| 372 | 2.50 | 114.6 | 6 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 24.9 |
| 373 | 1.70 | 100.3 | 20 | 1.71 | 0.00 | 0.0 | 7.1 |
| 374 | 0.90 | 274.8 | 20 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 11.8 |
| 375 | 0.90 | 252.5 | 20 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 6.8 |
| 376 | 0.60 | 302.0 | 20 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 8.7 |
| 377 | 0.45 | 455.4 | 20 | 1.00 | 0.00 | 0.0 | 8.8 |
| 378 | 1.20 | 343.6 | 15 | 1.00 | 0.00 | 1.0 | 19.5 |
| 379 | 0.60 | 408.1 | 15 | 1.00 | 0.00 | 1.0 | 12.8 |
| 380 | 0.61 | 141.7 | 8 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 7.3 |
| 381 | 0.31 | 152.3 | 7 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 2.6 |
| 382 | 0.61 | 112.1 | 8 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 4.6 |
| 383 | 0.31 | 175.1 | 7 | 1.00 | 0.00 | 1.5 | 1.7 |
| 384 | 1.05 | 1994.1 | 100 | 1.00 | 0.00 | 6.2 | 20.3 |
| 385 | 0.90 | 1755.5 | 100 | 1.00 | 0.00 | 6.2 | 23.4 |
| 386 | 0.75 | 1251.6 | 100 | 1.00 | 0.00 | 6.2 | 13.4 |

Çizelge 4.2. (Devam) Sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde kullanılan veritabanı

| No | B(m) | Uygulanan basınç (kPa) | SPT-N | L/B | D/B | YASS (m) | Ölçülen oturma (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 387 | 0.46 | 42.8 | 7 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.2 |
| 388 | 0.63 | 162.0 | 23 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 3.6 |
| 389 | 0.80 | 148.4 | 20 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.9 |
| 390 | 0.40 | 1253.1 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.5 |
| 391 | 0.60 | 877.2 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.2 |
| 392 | 0.75 | 883.2 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 10.7 |
| 393 | 1.00 | 375.9 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.6 |
| 394 | 0.30 | 480.6 | 52 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 3.0 |
| 395 | 0.60 | 819.5 | 52 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.9 |
| 396 | 0.75 | 815.7 | 52 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 10.1 |
| 397 | 1.00 | 871.1 | 52 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 18.0 |
| 398 | 0.30 | 959.1 | 56 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 2.4 |
| 399 | 0.60 | 916.4 | 56 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 4.6 |
| 400 | 0.75 | 901.1 | 56 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.8 |
| 401 | 1.00 | 867.7 | 56 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 14.4 |
| 402 | 0.30 | 404.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 3.2 |
| 403 | 0.60 | 291.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 5.1 |
| 404 | 0.75 | 259.1 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 6.1 |
| 405 | 1.00 | 208.0 | 50 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 7.0 |
| 406 | 13.10 | 30.8 | 20 | 1.82 | 0.23 | 2.5 | 2.3 |
| 407 | 14.00 | 18.3 | 12 | 1.61 | 0.18 | 2.5 | 4.2 |
| 408 | 5.00 | 181.9 | 24 | 1.70 | 0.50 | 5.0 | 11.9 |
| 409 | 3.00 | 230.8 | 50 | 3.33 | 1.00 | 4.5 | 21.1 |
| 410 | 5.80 | 72.8 | 17 | 4.14 | 0.43 | 2.0 | 11.9 |
| 411 | 2.60 | 196.3 | 9 | 8.08 | 0.77 | 2.0 | 33.0 |
| 412 | 6.00 | 158.0 | 42 | 2.67 | 0.47 | 1.7 | 7.9 |
| 413 | 6.00 | 214.5 | 42 | 2.67 | 0.60 | 2.5 | 4.1 |
| 414 | 7.00 | 131.2 | 42 | 5.14 | 0.33 | 1.2 | 11.9 |
| 415 | 5.20 | 95.8 | 42 | 5.38 | 0.44 | 1.2 | 9.9 |
| 416 | 6.10 | 44.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 3.0 |
| 417 | 6.10 | 66.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 6.0 |
| 418 | 6.10 | 87.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 10.0 |
| 419 | 6.10 | 110.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 14.8 |
| 420 | 6.10 | 131.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 19.5 |
| 421 | 6.10 | 155.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 25.5 |
| 422 | 6.10 | 175.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 32.5 |
| 423 | 9.50 | 217.0 | 30 | 1.06 | 0.47 | 14.5 | 22.0 |
| 424 | 5.00 | 265.0 | 42 | 1.70 | 0.50 | 12.5 | 16.1 |
| 425 | 20.00 | 120.0 | 8 | 1.00 | 0.00 | 10.0 | 80.0 |
| 426 | 85.00 | 200.0 | 7 | 1.00 | 0.13 | 21.0 | 195.0 |

Çizelge 4.3. YSA modelinde kullanılan verilerin aralıkları

| Model girdisi | En küçük değer | En büyük değer |
|---|---|---|
| Temel genişliği, B (m) | 0.25 | 135.00 |
| Uygulanan basınç, q (kPa) | 15.70 | 4686.20 |
| SPT-N sayısı | 2.00 | 100.00 |
| L / B | 1.00 | 100.00 |
| $D_f$ / B | 0.00 | 12.98 |
| Yer altı su seviyesi (m) | 0.00 | 50.00 |
| Ölçülen oturma (mm) | 0.60 | 232.00 |

Temelin etki derinliği boyunca zemin sıkışabilirliği oturmayı etkilemektedir. Kohezyonsuz zeminlerin sıkışabilirliğini ölçmek için kullanılan en yaygın yöntem SPT'dir [D'Appolonia ve D'Appolonia, 1970]. Geleneksel yöntemlerden Burland ve Burbidge (1985), birçok diğer yöntemde olduğu gibi, oturmayı etkileyen en önemli faktörler olarak temel genişliği (B), temel uzunluğu (L), temele uygulanan basınç (q) ve SPT-N sayısını almıştır. Bu çalışmada SPT zemin sıkışabilirliğinin ölçüsü olarak kullanılarak, modele temel genişliği (B), temel uzunluğunun genişliğine oranı (L/B), temel derinliğinin genişliğine oranı ($D_f$ / B), uygulanan basınç (q), SPT-N sayısı ve YASS olmak üzere 6 adet giriş sunulmuştur. Modelin tek çıktısı ise oturma miktarıdır.

Veri tabanının tümünün model eğitiminde kullanılması, tahmin başarısının ölçülememesine sebep olur. Verilerin sadece eğitim ve test olarak iki gruba ayrılması ise ezberlemeye sebep olabilir. Bundan dolayı, modelde kullanılan veriler, eğitim, test ve geçerlilik olmak üzere üç gruba rastgele şekilde ayrılmıştır. Rastgele ayırmada üç grubun istatistiksel özelliklerinin birbirine yakın olması göz önünde bulundurulmuştur (Çizelge 4.4). Gruplamadan sonra çapraz sağlama (Stone, 1974) durdurma kriteri olarak kullanılmıştır. Eğitim seti ağırlıkları güncellemede kullanılırken, geçerlilik setindeki hata izlenmiştir. Geçerlilik setinde hata arttığında eğitim durdurulmuştur. En son olarak test seti, modelin başarısını ölçmek için

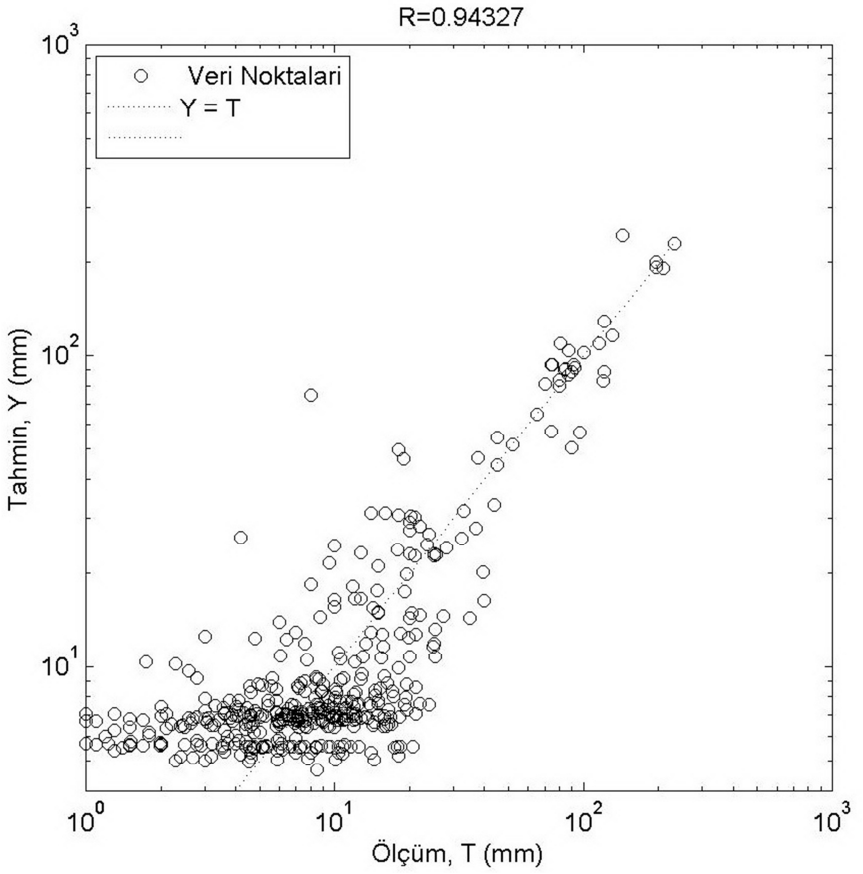
kullanılmıştır. Ara katmanların sayısını ve bu katmanlardaki nöron sayılarını belirlemek için belirli bir kural yoktur. Fakat Hornik ve ark., (1989) sürekli bir fonksiyonu modellemenin yeterli bağlantı ağırlıkları kullanılarak, tek gizli katman ile yapılabileceğini bildirmiştir.

Çizelge 4.4. YSA modelinde kullanılan verilerin istatistiksel özellikleri

| | | Minimum | Maksimum | Aralık | Ortalama | Standart sapma |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Temel genişliği, B(m) | Eğitim | 0.25 | 135.00 | 134.80 | 7.11 | 13.79 |
| | Geçerlilik | 0.45 | 55.00 | 54.50 | 5.04 | 7.65 |
| | Test | 0.30 | 61.00 | 60.70 | 7.81 | 12.54 |
| Uygulanan basınç, q(kPa) | Eğitim | 18.30 | 3000.00 | 2981.70 | 229.94 | 250.22 |
| | Geçerlilik | 30.80 | 4686.20 | 4655.40 | 289.93 | 536.50 |
| | Test | 15.70 | 1755.50 | 1739.80 | 221.10 | 234.00 |
| SPT-N sayısı | Eğitim | 4.00 | 100.00 | 96.00 | 24.23 | 15.54 |
| | Geçerlilik | 2.00 | 100.00 | 98.00 | 27.44 | 19.55 |
| | Test | 5.00 | 100.00 | 95.00 | 25.46 | 15.73 |
| L / B | Eğitim | 1.00 | 13.40 | 12.40 | 1.74 | 1.62 |
| | Geçerlilik | 1.00 | 100.00 | 99.00 | 3.55 | 11.04 |
| | Test | 1.00 | 50.80 | 49.80 | 2.65 | 6.07 |
| $D_f$/ B | Eğitim | 0.00 | 13.00 | 13.00 | 0.49 | 1.27 |
| | Geçerlilik | 0.00 | 1.70 | 1.70 | 0.39 | 0.41 |
| | Test | 0.00 | 4.00 | 4.00 | 0.42 | 0.69 |
| Yeraltı su seviyesi (m) | Eğitim | 0.00 | 50.00 | 50.00 | 6.34 | 6.73 |
| | Geçerlilik | 0.00 | 50.00 | 50.00 | 7.08 | 6.24 |
| | Test | 0.00 | 20.50 | 20.50 | 6.22 | 4.34 |
| Ölçülen oturma (mm) | Eğitim | 0.70 | 232.00 | 231.3 | 17.99 | 31.57 |
| | Geçerlilik | 1.50 | 143.00 | 141.50 | 14.17 | 21.24 |
| | Test | 0.60 | 196.00 | 195.40 | 14.44 | 24.56 |

Bu çalışmada geri yayılım öğrenme algoritmasına sahip çok katmanlı ağ (ÇKA) için tek gizli katman seçilmiştir. Gizli katman nöron sayısı birer birer artırılmıştır. Model performansı, belirleme katsayısı ($R^2$), ortalama mutlak hata (MAE) ve hata

karelerinin ortalamasının karekökü (RMSE) ile ölçülmüştür. YSA modeli dört katmandan oluşmaktadır. Giriş, gizli ve çıkış katmanları sırasıyla 6-15-7-1 adet nörona sahiptir. Giriş ve gizli katmanda logsig aktivasyon fonksiyonu kullanılmıştır. Girdiler B, L / B, $D_f$ / B, q, SPT-N sayısı, YASS değişkenleridir. Eğitilen YSA modelinin korelasyon katsayısı (R) 0.9433, $R^2$ = 0.89, MAE = 5.5 mm, RMSE = 9.6 mm olarak belirlenmiştir (Şekil 4.5).



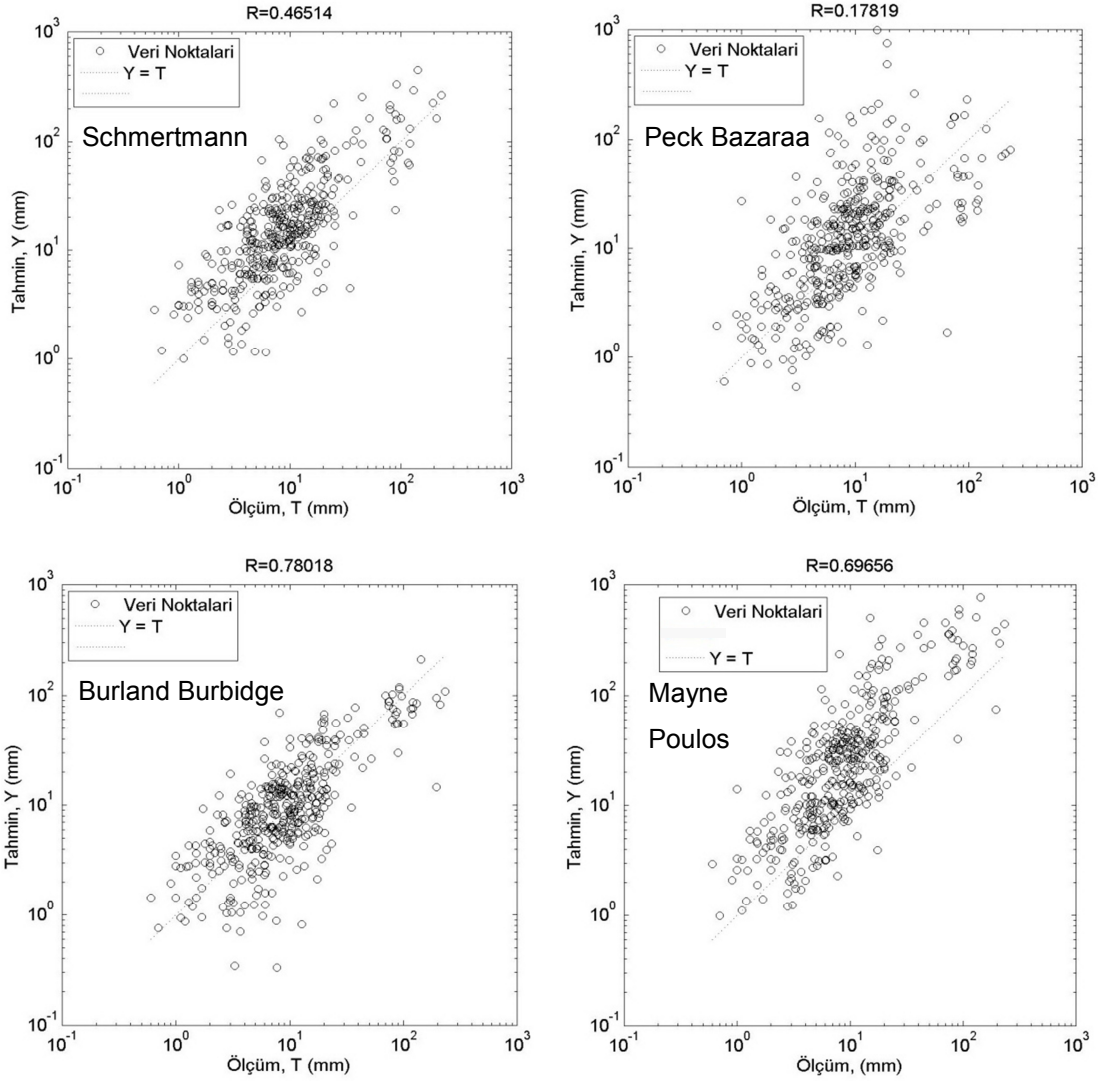

Şekil 4.5. Sığ temel oturma tahmini için oluşturulan YSA modelinin regresyon katsayısı

Çizelge 4.5. Sığ temeller için YSA ile geleneksel oturma tahmin yöntemlerinin Çizelge 4.2'deki veritabanı için karşılaştırması

| Yöntem | $R^2$ | RMSE (mm) | MAE (mm) |
|---|---|---|---|
| Schmertmann | 0.22 | 50.5 | 19.1 |
| Peck Bazaraa | 0.18 | 72.9 | 23.6 |
| Burland Burbidge | 0.61 | 17.8 | 8.6 |

Çizelge 4.5. (Devam) Sığ temeller için YSA ile geleneksel oturma tahmin yöntemlerinin Çizelge 4.2'deki veritabanı için karşılaştırması

| Yöntem | $R^2$ | RMSE (mm) | MAE (mm) |
|---|---|---|---|
| Mayne Poulos | 0.49 | 79.5 | 35.6 |
| YSA | 0.89 | 9.6 | 5.5 |




Şekil 4.6. Sığ temellerin geleneksel oturma tahmin yöntemlerinin korelasyon katsayıları

Çizelge 4.2'de sunulan veritabanı kullanılarak elde edilen Çizelge 4.5 ve Şekil 4.5'e göre oturma tahmin yöntemlerinin belirleme katsayısı ($R^2$) yüksekten düşüğe doğru YSA 0.89, Burland Burbidge 0.61, Mayne Poulos 0.49, Schmertmann 0.22, Peck

Bazaraa 0.18 olarak belirlenmiştir. YSA yönteminin ortalama mutlak hata değeri 5.5 5.5 mm ile Burland Burbidge yönteminden daha başarılıdır. YSA yönteminin hata karelerinin ortalamasının karekökü ise en iyi geleneksel oturmayı tahmin eden yöntemin (Burland Burbidge) RMSE'sinin %53'üdür (9.6 mm, 17.8 mm).

Shakin ve ark. (2002a, 2002b) tarafından ortaya konulan YSA model sonuçlarında belirleme katsayısı 0.81 iken, bu çalışmada modelin 0.8 gibi yüksek bir $R^2$ değerine sahip olduğu görülmektedir. Fakat, bu durumu değerlendirirken, kullanılan veri sayılarının 426 adet; Shakin ve ark. (2002)'de ise 189 adet olduğu da göz önüne alındığında, modelinin mutlak olarak daha başarılı olduğu söylenebilir. Bu sonuçlara göre sığ temellerin YSA ile oturma tahmininde geleneksel yöntemlere göre yüksek bir başarı elde edilmiştir.

### 4.2. Fore Kazıklar

Fore kazıkların inşası, zeminin örselenmesine sebep olur ve temeli çevreleyen zeminin gerilme durumunu değiştirir. Ayrıca uç direnci ve boyunca yüzey sürtünmesi ile zemine iletilen yük değişimi karışıktır ve yükün büyüklüğü ile değişmektedir. Fore kazığın oturma analizi bu iki ana nedenden dolayı sığ temellerinkinden farklıdır. Problem komşu temellerin neden olduğu grup etkisiyle daha da karışık hale gelir [Kulhawy ve ark., 1983].

Çeşitli araştırmacılar bu problemi çözmeye yeltenmiştir ve değişen derecede başarılı olmuşlardır. Bu yöntemlerin çoğu elastik teoriye dayanmaktadır. Elastik teori temelli çözüm ise ilk olarak Poulos ve Davis (1980) tarafından ele alınmıştır. Bu yaklaşım birçok değişkeni içerir ve belki de en ayrıntılı güncel yöntemdir [Kulhawy ve ark., 1983]. Buna rağmen yapım etkilerini dikkate almaz ve analiz girdisi için gerekli olan elastik zemin parametrelerini belirlemede bazı zorluklar vardır. Vesic (1977) bu problem için sınırlı arazi test verisinden bulunan zemin elastik parametrelerine ve elastik teoriye dayanan ampirik korelasyona sahip basit bir çözüm önermiştir. Bu basitleştirilmiş yöntem oturmayı makul olarak açıklar.

### 4.2.1. Kulhawy yöntemi

Kulhawy ve ark., (1983), büyük oranda Vesic (1977) yöntemini, ufak oranda da Poulos ve Davis (1980) yöntemini temel alarak ufak değişikliklerle fore kazıkların oturması için aşağıdaki eşitliği önermiştir. Fore kazığın toplam oturması ($\rho_t$):

$$\rho_t = \rho_f + \rho_{tt} + \rho_{ts} \tag{4.29}$$

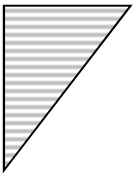
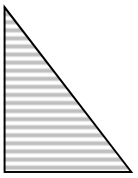
olarak tanımlanmıştır. Burada $\rho_t$ = toplam oturma, $\rho_f$ = temel yapı malzemesinin eksenel deformasyonundan kaynaklanan oturma, $\rho_{tt}$ = uç yükünden kaynaklanan uç oturması, $\rho_{ts}$ = şaftın yüzey sürtünme yükünden kaynaklanan uç oturmasıdır. Hem $\rho_{tt}$, hem de $\rho_{ts}$ elastik oturma ve ikincil oturma bileşenlerini içerir. Elastik oturma toplam oturmanın en az %80'i (Poulos ve Davis, 1980; Vesic, 1977) iken, ikincil etkiler genelde minimumdur. Buna rağmen temelin altında sıkışabilir zemin yeralırsa bu durum değişebilir. Bu takdirde sığ temele benzer oturma analizi sergilenmelidir [Kulhawy ve ark., 1983]. $\rho_f$ değeri yapı elemanının deformasyonu belirlemek için kullanılan geleneksel formülden belirlenir:

$$\rho_t = \left(Q_f + \alpha_s Q_s\right) \frac{D}{AE_m} \tag{4.30}$$

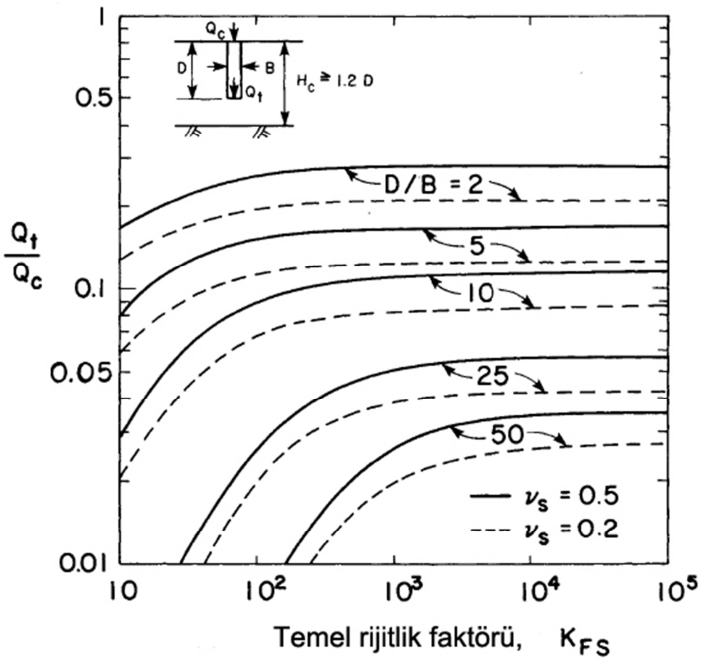
Burada $Q_t$ = temel uçundan iletilen yük, $Q_s$ = temel şaftı boyunca zemine iletilen sürtünme yükü, D = temel derinliği, A = temel kesit alanı, $E_m$= temel elastik modülü, $\alpha_s$ = yüzey direncinin dağılımına bağlı katsayıdır. Doğrusal artan kenar direnci için $\alpha_s$ 2/3'dür. Şekil 4.7'de diğer olası dağılımlar Vesic (1977) tarafından tanımlanmıştır. $Q_t$ ve $Q_s$ dağılımları için, toplam uygulanan yükün fonksiyonu ($Q_c$) olarak Poulos ve Davis'in (1974) elastik yük aktarım analizi Şekil 4.8'de verilmiştir. Şekil 4.8 yardımıyla çalışılan gerilme aralığında uygun hesaplama yapılabilir. $Q_t$, küçük D/B oranları için $Q_c$'nin %30'una yaklaşır, fakat D/B artarken hızlıca azalır. Temel rijitlik faktörü ise şöyle tanımlanır:

$$K_{FS} = \frac{E_m}{E_S} \frac{A}{\pi B^2/4} \tag{4.31}$$

Uç oturma eşitlikleri elastik teoriden (Poulos ve Davis, 1974; Poulos ve Davis, 1980) geliştirilmiştir. Basitleştirilmiş Vesic (1977) çözümü elastik teoriyi ve ampirik korelasyonları kullanır:

| Yüzey sürtünmesi dağılımı | $\alpha_s$ | Yüzey sürtünmesi dağılımı | $\alpha_s$ |
|---|---|---|---|
|  | 0.50 |  | 0.67 |
|  | 0.67 |  | 0.50 |

Şekil 4.7. Farklı yüzey sürtünme dağılımları için $\alpha_s$ değerleri




Şekil 4.8. Temel ucuna elastik yük aktarımı [Poulos ve Davis, 1980]

$$\rho_{tt} = \frac{C_t Q_t}{B Q_{ult}} \tag{4.32}$$

$$\rho_{ts} = \frac{C_s Q_s}{D Q_{ult}} \tag{4.33}$$

Burada $q_{ult}$ = uçtaki maksimum taşıma kapasitesi, $C_t$ ve $C_s$ = ampirik katsayılardır. $C_t$'nin tipik değerleri Çizelge 4.6'de verilmiştir. $C_s$'nin $C_t$ ile ilişkisi aşağıda sunulmuştur:

$$\frac{C_s}{C_t} = 0.93 + 0.16\sqrt{D/B} \tag{4.34}$$

Çizelge 4.6. $C_t$ değerinin tipik değerleri [Vesic, 1977]

| Zemin tipi | Çakma Kazıklar | Fore kazıklar |
|---|---|---|
| Kum (gevşekten sıkıya) | 0.02 - 0.04 | 0.09 - 0.18 |
| Kil (katıdan yumuşağa) | 0.02 - 0.03 | 0.03 - 0.06 |
| Silt (gevşekten sıkıya) | 0.03 - 0.05 | 0.09 - 0.12 |

Temel uçunun altındaki tabaka en az 10B kalınlığında ise $C_t$ değerleri uzun dönem oturma toplamını hesaplar. 5B değerinde olması durumunda, oturma bileşeni Eş. 4.32'nin %88'idir. B değerinde oturma Eş. 4.32'nin %51'idir.

### 4.2.2. Randolph ve Wroth yöntemi

Randolph ve Wroth (1978) kazıkların oturmasını hesaplamak amacıyla elastik bir yöntem önermişlerdir. Bu yöntemde ani oturmayı belirlemek için doğrusal elastik analiz kullanılmıştır. Fakat bu yöntem uzun dönemdeki oturmayı düşük tahmin etmektedir. Yaklaşım yük aktarım ve gerilme dağılımı üzerinde basitleştirilmiş kabuller içerir. Fore kazıklar için oturma şöyle tanımlanmıştır [UFC, 2004; Chan, 2006]:

$$\frac{P}{\delta_t r_0 G_L} = \frac{\frac{4\eta_r}{(1-\nu)\xi} + \frac{2\pi\rho}{\zeta}\frac{L}{r_0}\frac{\tanh(\mu L)}{\mu L}}{1+\frac{1}{\pi\lambda(1-\nu)}\frac{4}{\xi}\frac{\eta_r}{r_0}\frac{L\tanh(\mu L)}{\mu L}} \quad (4.35)$$

Eş. 4.35 için gerekli olan parametreler aşağıda verilmiştir.

$$\eta_r = r_b/r_0 \quad (4.36)$$

$$\xi = G_L/G_b \quad (4.37)$$

$$\rho = G_{0.5L}/G_L \quad (4.38)$$

$$\lambda = E_p/G_L \quad (4.39)$$

$$\mu L = \frac{L}{r_0}\sqrt{\frac{2}{\zeta\lambda}} \quad (4.40)$$

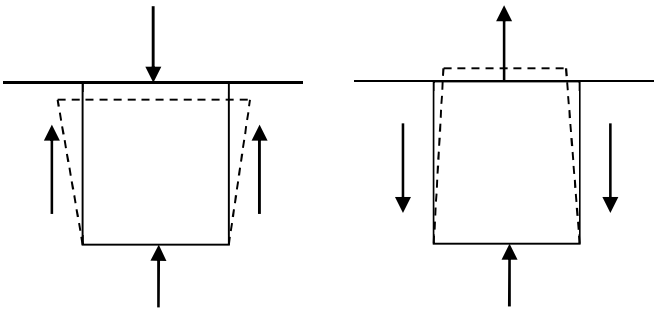
$$\zeta = ln\left\{[0.25 + (2.5\rho(1-\nu) - 0.25)\xi]\frac{L}{r_0}\right\} \quad (4.41)$$

Burada, L = kazık boyu, P = uygulanan yük, $E_p$ = şaftın elastisite modülü, $r_b$ = kazık tabanının yarıçapı, $r_0$ = kazık şaftının yarıçapı, $G_L$ ve $G_b$ = sırasıyla L derinliğinde ve kazık uçundaki zeminin kayma modülü, $G_{0.5L}$ ve $G_L$ = sırasıyla 0.5D ve L derinliklerinde zeminin kayma modülü, λ = kazık rijitlik oranı, ν = Poisson oranıdır.

### 4.3. Fore Kazıkların Çekme Yükleri Etkisinde Hareketi

Temellerin basınç ve çekme kuvvetleri etkisindeki davranışlarında önemli farklar vardır. Şekil 4.9'da görüldüğü üzere temellere basınç durumunda uygulanan yük kenar ve uç tarafından desteklenirken, kısalma ve Poisson genişlemesi görülür. Çekme durumunda ise eksenel temel genişlemesi ve Poisson daralması görülür

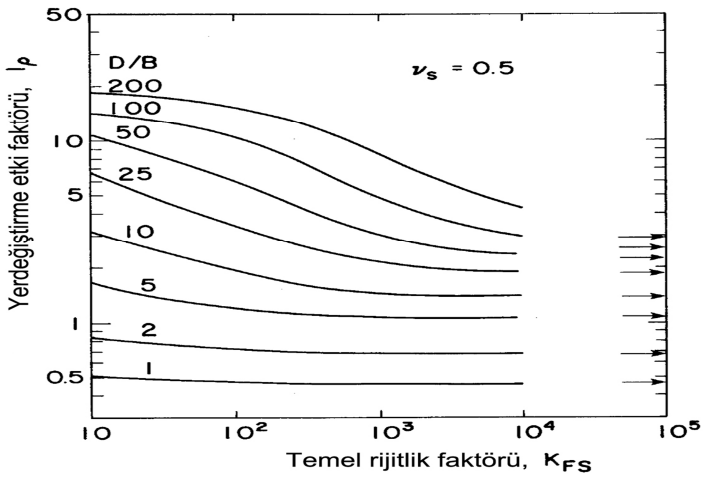
[Kulhawy ve ark., 1983]. Çekme durumunda uç tarafından paylaşılan yük oldukça küçüktür ve kohezyonsuz zeminlerde genellikle ihmal edilebilir. Yükün büyük kısmı ise kenar tarafından taşınır. Withiam ve Kulhawy (1981) çekme yükleri etkisindeki hareket için, Mattes ve Poulos (1969) tarafından basınç durumundaki yükleme için geliştirilmiş olan elastik çözümü değiştirerek sonlu elemanlar yöntemine dayanan ve yukarıdaki anolojiyi kullanan model geliştirmiştir. Bu yaklaşıma göre temel ucunun hareketi şöyle tanımlanmıştır [Kulhawy ve ark., 1983]:



Şekil 4.9. Temellerin basınç ve çekme davranışı [Kulhawy ve ark., 1983]

$$\rho_u = \left(Q_u - W_f\right)\frac{I_p}{DE_s} \tag{4.42}$$

Burada $Q_u$ = uçtaki çekme yükü, $W_f$ = temel ağırlığı ve $I_p$ = yerdeğiştirme etki faktörüdür. Yerdeğiştirme etki faktörü Şekil 4.10'da verilmiştir.




Şekil 4.10. Temellerin çekme kuvvetleri etkisindeki hareketi için etki faktörü

## 4.4. Özet

Temellerin oturması zemin ve temel malzemesinde hacimsel değişmelere sebep olan yük değişimleri sonucunda gerçekleşir. Temel oturmasının sebebi bilinmesine rağmen gerçekleşme mekanizmasını açıklamadaki kısıtlı bilgiden ve zemin değişebilirliğinden dolayı geleneksel oturma tahmini yöntemleri bünyelerinde bir miktar hata barındırmaktadır. Bunun yanısıra sığ temeller için oturma fenomeni derin temellere göre daha iyi anlaşılmıştır.

Bu bölümde kohezyonsuz zeminde bulunan sığ temeller için Burland Burbidge (1985), Peck Bazaraa (1969), Schmertmann (1978) ve Mayne Poulos (1999) oturma analizi yöntemleri ele alınmış ve MATLAB ortamında programlanmıştır. 426 adet ölçümlere dayanan sığ temel oturma verisi literatürden derlenerek Çizelge 4.2'de verilmiştir. Geleneksel oturma tahmin yöntemlerinin, Çizelge 4.2'deki ölçümlerden gelen verilere göre değerlendirmesinde belirleme katsayısı ($R^2$), hata karelerinin ortalamasının karekökü (RMSE) ve ortalama mutlak hata (MAE) değerleri Mayne Poulos oturma tahmin yöntemi için sırasıyla 0.49, 79.5 mm, 35.6 mm, Peck Bazaraa oturma tahmin yöntemi için sırasıyla 0.18, 72.9 mm, 23.6 mm, Burland Burbidge oturma tahmin yöntemi için sırasıyla 0.61, 17.8 mm, 8.6 mm, ve Schmertmann oturma tahmin yöntemi için sırasıyla 0.22, 50.5 mm, 19.1 mm olarak hesaplanmıştır. Çizelge 4.2'deki verilerin geleneksel oturma tahmin yöntemleri ile değerlendirmesinde belirleme katsayılarının 0.18 ile 0.61 arasındaki sonuçları, tez çalışmasında YSA ile kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin oturma tahminine yönelik model geliştirilmesine öncü olmuştur. YSA ile kohezyonsuz zemindeki sığ temelin oturma tahmini yapan bir model geliştirilerek $R^2$ = 0.89, RMSE = 9.6 mm, MAE = 5.5 mm olarak saptanmıştır.

Fore kazıkların basınç yükleri altında oturması için ise Kulhawy (1983), Randolph ve Wroth (1978) yöntemleri, çekme yükleri altında Kulhawy (1983) oturma tahmin yöntemleri ile değerlendirilerek MATLAB ortamında programlanmıştır.

# 5. GÜVENİLİRLİK VE OPTİMİZASYON

## 5.1. Giriş

Herhangi bir mühendislik tasarımı, güvenilirliğin teminatını ve hizmet kalitesini sağlamalıdır. Sistem özelliklerindeki belirsizlikler ve modelleme eksiklikleri teminatların kesin olmasını engellemektedir. Geleneksel deterministik tasarım yöntemleri bilinmezleri hesaba katmak için güvenlik katsayısını kullanır. Fakat güvenlik katsayısı tasarımda güvenlik ayrımının nicel ölçüsünü vermez. Güvenlik katsayısı farklı tasarım değişkenlerinin ve belirsizliklerinin tüm sistemin performansı üzerindeki etkisi ile ilgili değildir. Tüm belirsizliklerin ve yöntem kusurlarının üstünü örten bir yapıdadır. Bu yüzden yakın zamanda yenilme performansını veya riskini olasılıksal terimlerle nitelendiren ve hesapları tasarım optimizasyonunda kullanan rasyonel yaklaşımlar önem kazanmaktadır [Arora, 2007]. Optimizasyon ise mühendislik yapısının istenilen şartlar altında minimum maliyete mal olmasına olanak verir. Güvenilirlik kriteri ile geliştirilmiş ve olasılıksal çerçeve içerisinde formüle edilmiş olan deterministik optimizasyon, güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (RBDO) olarak isimlendirilir. RBDO'nun amacı tasarımı oluşturan bileşenlerin ayrı ayrı güvenilirliğe olan katkısını belirsizliklerle birlikte değerlendirerek yeterli güvenirliği minimum maliyette gerçekleştirmektir.

RBDO, güvenilirliğe dayalı tasarım ve deterministik optimizasyondan oluşur. Bu nedenle aşağıdaki alt bölümlerde istatistiksel olarak rastsal değişkenlerin tanımları yapılacak, güvenilirlik indeksininin tanımı ve belirleme yöntemleri anlatıldıktan sonra istatistiksel olarak yüklemelerdeki belirsizliklere değinilecektir. Takip eden bölümlerde ise optimizasyonun temel kavramları, MATLAB ortamında optimizasyon ve RBDO'nun matematiksel altyapısı verilecektir.

## 5.2. Güvenilirliğe Dayalı Tasarım

Güvenilirlik analizi olasılık teorisi kullanılarak tasarım riskinin tutarlı hesaplanması olarak tanımlanır. Güvenilirlik analizini kullanan herhangi bir tasarım yöntemine de

güvenilirliğe dayalı tasarım (RBD) denir. Literatürde birçok yayınla (örneğin, Kapur ve Lamberson, 1977; Thoft-Christensen ve Baker, 1982; Madsen, ve ark., 1986; Melchers, 1987; Leemis, 1995; Baecher ve Christian, 2003; Arora 2007; Tsompanakis ve ark., 2008; Fenton ve Griffiths, 2008) güvenilirlik analizi anlatılmıştır.

Belirsizliklerin varlığı ve tasarım ile ilgili olarak önemi uzun zamandır değerlendirilmektedir. Mühendis, tasarımlarında tasarım amacını sağlamama ihtimali olduğunun farkındadır. Tasarımlardaki riskler, yükleri ve kapasiteleri mutlak hassasiyette değerlendirmek için yetersizlikleri ortaya çıkarmaktadır. Geleneksel olarak, mühendis olumsuz performans (aşırı deformasyon, göçme yenilmesi, vb.) riskini kabul edilebilir bir seviyeye getirmek için güvenilirlik faktörlerini kullanır. Güvenilirlik faktörü ve risk düzeyi arasındaki ilişki birebir tanımlı değildir. Büyük güvenilirlik faktörü her zaman daha küçük bir düzeyde risk olduğu anlamına gelmez. Çünkü tasarımda büyük belirsizlikler olması durumunda güvenlik faktörünün işlevi azalabilir. Temel risk düzeyi üzerinde güvenlik faktörünün etkileri, tasarım modelinin ve tasarım parametrelerinin ne kadar muhafazakar olduğundan bağımsızdır. Geleneksel tasarımda ana zayıflık yöntem (güvenlik faktörü) ve amaç (tasarım riskini azaltmak) arasındaki ilişkinin netliğinin eksik olmasıdır. Mühendis, bu ek bilinmezliğin kaynağını daha muhafazakar yaklaşımlar aracılığı ile kapatmaya çalışır. Bu durum ek maliyetler getirir. Konsol istinad duvarı tasarımı (Burland ve ark., 1981) gibi bazı durumlarda, güvenlik faktörünün gelişigüzel uygulaması mühendisi yanlış bir güvenlik duygusu içine düşürerek yanıltabilir.

Güvenilirliğe dayalı tasarımın temel amacı yenilme olasılığının ($p_f$) kabul edilebilir eşik değeri aşmamasıdır. Bu amaç yenilme olasılığı eşikten uzak olursa kolayca sağlanır. Fakat bu takdirde tasarım ekonomik olmaz. Bu yüzden tasarımın gerçekçi yorumlanması yenilme olasılığının eşik değerden kayda değer biçimde ayrılmayacağı gerçeğidir.

Basit bir tasarım probleminde güvenilirliğe dayalı tasarım amacı şöyle ifade edilebilir:

$$\text{Prob}\,(\text{Q} < F) \leq p_T \tag{5.1}$$

Burada $p_T$ = hedef yenilme olasılığıdır. Mühendis kabul edilebilir tasarım riskini seçecek bilinçte olmalıdır. Hesaplanan tasarım riski ile tasarım sürecinin doğasındaki bilinmezler, olasılık analizleri yardımıyla hesaplanır.

Bu bölümde güvenilirliğe dayalı tasarımın temel tanımları verilecek ve hesaplamalarda kullanılacak yöntemler özetlenecektir.

### 5.2.1. Yenilme olasılığı

Güvenliği sağlamayla ilgilenen geleneksel problemlerde, belirsizlik ve risk matematiksel kesin terimlere bölünerek çözülebilir. Bu yaklaşım güvenilirliğe dayalı tasarımın ana biçimidir [Phoon ve ark., 1995]. Tasarım riski yenilme olasılığı ile belirlenirken, yükler ve kapasiteler gibi belirsizlik mühendisliği nicelikleri rastsal değişkenlerle modellenir. Burada yenilme beklenenin dışındaki performans olarak kullanılmıştır. Muhakkak yenilme durumunu belirtmez.

Rastsal değişken, yetersiz veri, ölçüm hataları, doğal değişim veya model kusurları sebebiyle kesin olarak belirlenemeyen nicelik olarak tanımlanabilir [Phoon ve ark., 1995]. Rastsal değişken olası değerler aralığında yer alır. Genellikle bu değerlerden bazılarının gerçekleşme ihtimali diğerlerinden daha fazladır. Makul değerlerin aralığı ve gerçekleşmelerin ihtimali öz olarak olasılık dağılım fonksiyonu (CDF) veya olasılık yoğunluk fonksiyonu (PDF) ile sunulur. Olasılık dağılım fonksiyonu, rastsal değişkenin (örneğin: kapasite, Q) sabit bir q değerinden daha küçük değerler almasını şöyle tanımlar [Phoon ve ark., 1995]:

$$F_Q(q) = Prob(Q < q) \tag{5.2}$$

Burada, $F_Q(\cdot)$ = Q'nun olasılık dağılım fonksiyonu, Prob(·) = bir olayının olasılığıdır. Olasılık yoğunluk fonksiyonu, olasılık dağılım fonksiyonunun birinci türevidir:

$$f_Q(x) = d\,F_Q(x)/dx \tag{5.3}$$

Burada, $f_Q(\cdot)$ = Q'nun olasılık yoğunluk fonksiyonu ve x = değişkendir. Olasılık yoğunluk ve olasılık dağılım fonksiyonu ilişkisi Şekil 5.1'de gösterilmiştir. Olasılık yoğunluk fonksiyonları tek tepeli rastsal değişkenin büyük değerleri veya çok küçük değerleri için sıfıra yaklaşır (Şekil 5.1). Fiziksel manada gerçekleşme ihtimali pek mümkün olmayan sıfıra yaklaşma durumu ortalama değerden olağanüstü ayrılma anlamına gelir.

Olasılık yoğunluk fonksiyonunun kullanışlı tanımlayıcıları aşağıda verilmiştir:

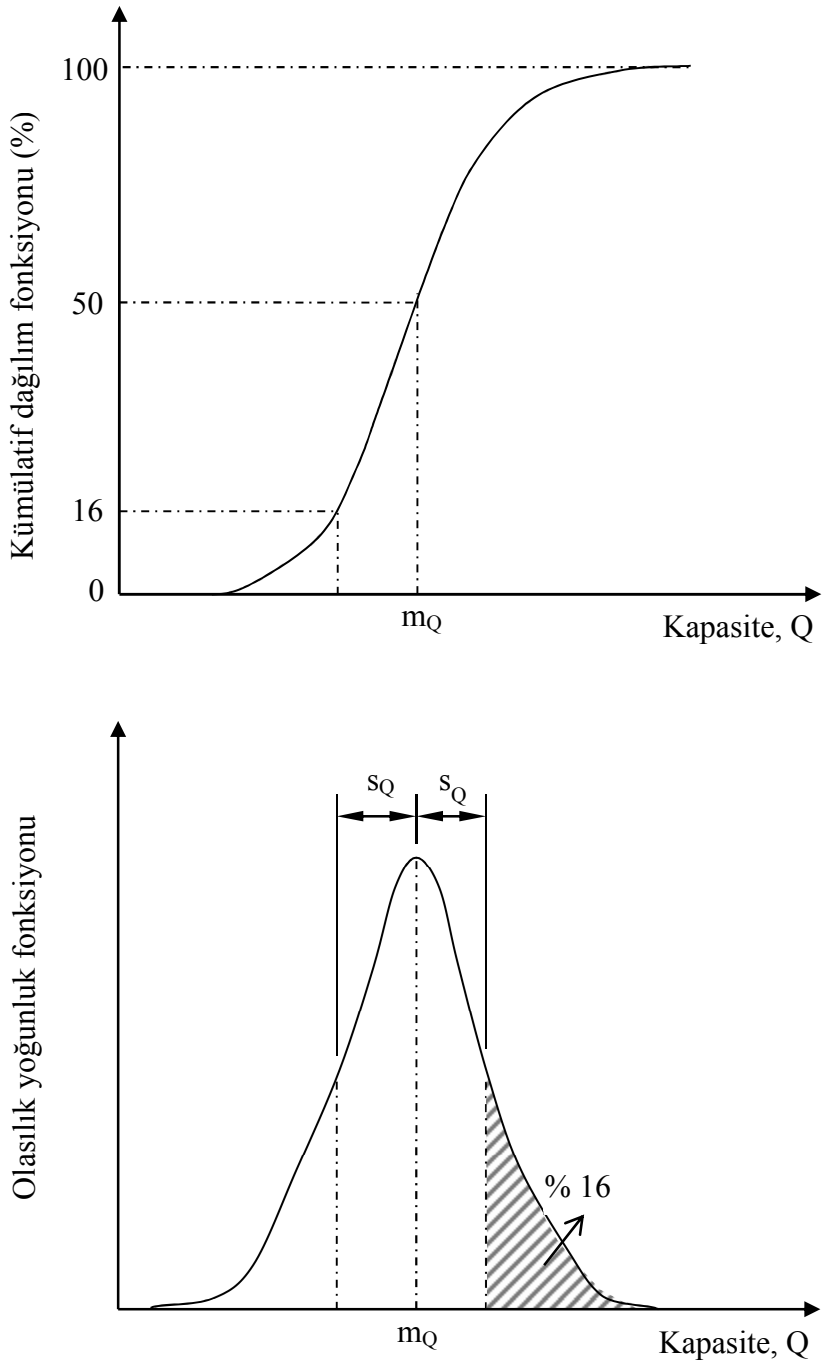
$$m_Q = \int_{-\infty}^{\infty} x f_Q(x) dx \tag{5.4}$$

$$s_Q = \int_{-\infty}^{\infty} \left(x - m_Q\right)^2 f_Q(x) dx \tag{5.5}$$

Burada $m_Q$ = Q'nun ortalaması, $s_Q$ = Q'nun standart sapmasıdır. Ortalama, olasılık kütlesinin (olasılık yoğunluk eğrisinin altında kalan alan) çoğunluğunun apsis boyunca nerede olduğunu; standart sapma, ortalamadan olasılık kütlesinin ne derecede ayrıldığını belirtir. Şekil 5.1'de normal olasılık yoğunluk fonksiyonu gösterilen özel durum için, olasılık kütlesinin %50'si ortalamanın diğer tarafındadır ve yaklaşık olasılık kütlesinin %68'i ortalamanın standart sapmasındadır. Her iki parametrede kaba bilgi sağlamaktadır ve genellikle olasılık yoğunluk fonksiyonunu tek başına tanımlamakta yeterli değildir. Standart sapma yerine sıkça kullanılan diğer parametre varyans katsayısıdır ($COV_Q$) ve şöyle tanımlanmıştır:

$$COV_Q = s_Q/m_Q \tag{5.6}$$

Varyans katsayısının en büyük avantajı boyutsuz olmasıdır. Yük (F) ve kapasitedeki (Q) belirsizlikler rastsal olarak modellendiğinde yenilme olasılığı ($p_f$) şöyle hesaplanabilir [Melchers, 1987]:




Şekil 5.1. Normal olasılık dağılım ve olasılık yoğunluk fonksiyonları

$$p_f = Prob(Q < F) = \int_{-\infty}^{\infty} F_Q(x) f_F(x) dx \tag{5.7}$$

Burada $f_F(\cdot)$ = yükün (F) olasılık yoğunluk fonksiyonudur. Eş. 5.7 Q ve F istatistiksel olarak bağımsız olduğu varsayımında geçerlidir.

### 5.2.2. Rastsal değişkenlerin istatistiksel tanımı ve güvenilirlik indeksi

Birkaç özel istisnai durum dışında Eş. 5.7 için kapalı biçimde çözümler mevcut değildir. Bu özel durumlardan normal ve lognormal rastsal değişkenleri içeren problemlerin yenilme olasılığı ve ilgili güvenilirlik indeksi aşağıda sunulmuştur.

Normal rastsal değişkenler

Şekil 5.2'de kapasite (Q) ve yükten (F) ibaret iki normal rastsal değişken için güvenilirliğin ifadesi gösterilmiştir. Güvenlik ayrımının (safety margin) M (=Q-F) olasılık dağılım fonksiyonu normaldir ve aşağıdaki gibi ortalama ($m_M$) ve standart sapma ($s_M$) ile tanımlanır:

$$m_M = m_Q - m_F \tag{5.8}$$

$$s_M^2 = s_Q^2 + s_F^2 \tag{5.9}$$

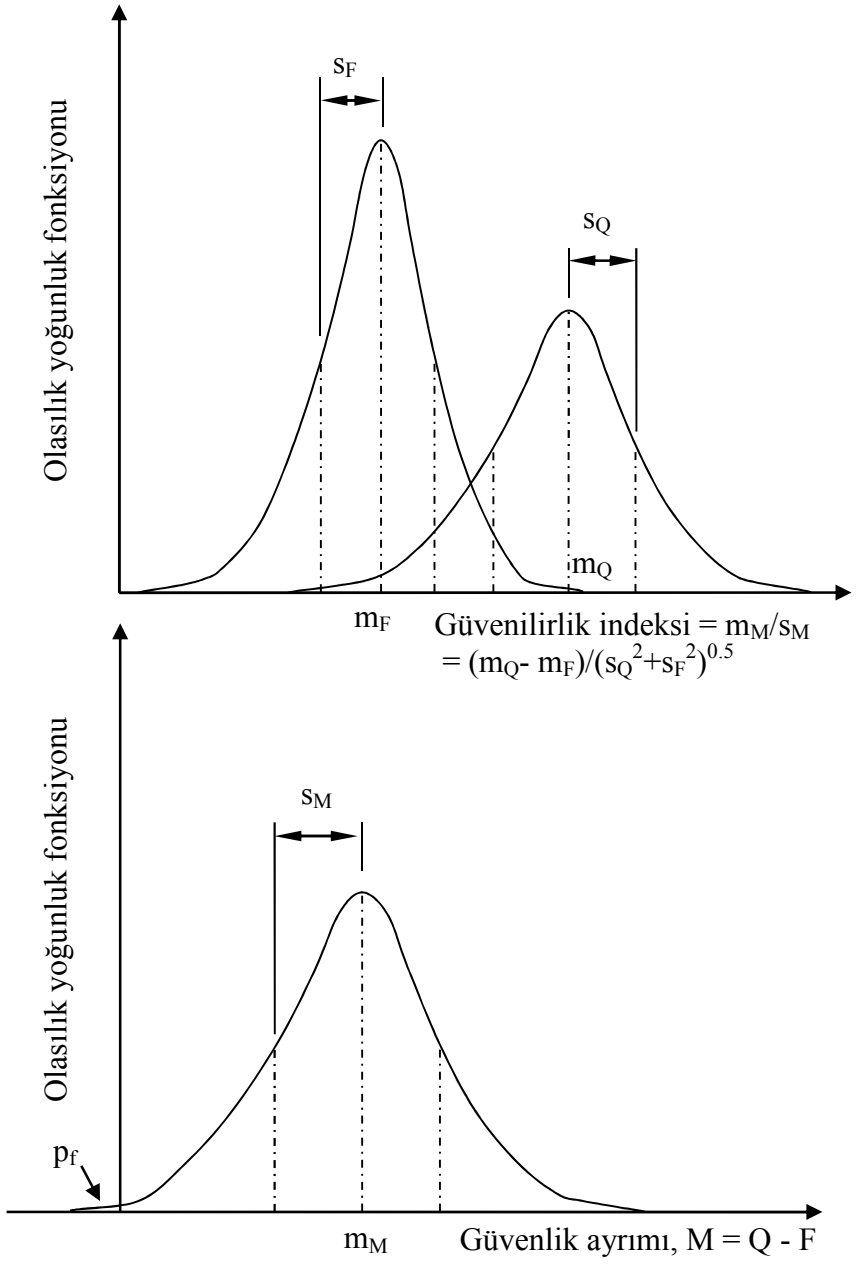
Burada $m_F$ ve $s_F$ = yükün (F) sırasıyla ortalama ve standart sapmasıdır. Güvenlik ayrımının olasılık dağılım fonksiyonu bilinirse yenilme olasılığı ($p_f$) aşağıda gösterildiği gibi hesaplanabilir [Melchers, 1987]:

$$\begin{aligned} p_f &= Prob(Q < F) \\ p_f &= Prob(M < 0) \\ p_f &= \Phi(-m_M/s_M) \end{aligned} \tag{5.10}$$

Burada $\Phi(\cdot)$ = standart normal olasılık dağılım fonksiyonudur. $\Phi(\cdot)$ için nümerik değerler mevcut olan standart normal dağılım tablolarından (örn. Benjamin ve Cornell, 1970; Lewis, 1994; Soong, 2004) temin edilebilir. Güvenilirlik indeksi ($\beta$) ise şöyle tanımlanır:

$$\beta = -\Phi^{-1}(p_f) \tag{5.11}$$

Burada $\Phi^{-1}$ = standart normal olasılık dağılım fonksiyonunun tersidir. β'nın tipik değerleri 1 ile 4 arasında değişir. Bu değerler Çizelge 5.1'de gösterildiği üzere %0.003 ile %15 aralıkta değişen yenilme olasılığına denk gelir. Yenilme olasılığı artan β değerleriyle azalır.




Şekil 5.2. İki normal rastsal değişken için güvenilirliğin düzenlenmesi

Yenilme olasılığı daha çok fiziksel olarak anlamlı olarak görünmesine rağmen değerler çok küçük olduğunda hantal olabilir ve "yenilme" kelimesinin olumsuz çağrışımını taşır. Güvenilirlik indeksi bildirilmek için daha uygundur. Ayrıca β değişimini $p_f$ değişimi ile kolayca edilemez. Çünkü birbirleriyle ilişkileri doğrusal değildir [Phoon ve ark., 1995]. β değeri artarken, yenilme olasılığını 0.5'e; β değeri 2.8 ile 3.6 arasında olduğunda 0.2'ye bölerek bir yaklaşımda bulunulabileceği not edilmelidir (Çizelge 5.1).

Çizelge 5.1. Güvenilirlik indeksi (β) ve yenilme olasılığı arasındaki ilişki ($p_f$)

| Güvenilirlik indeksi, β | Yenilme olasılığı, $p_f = \Phi(-\beta)$ |
|---|---|
| 1.0 | 0.159 |
| 1.2 | 0.115 |
| 1.4 | 0.0808 |
| 1.6 | 0.0548 |
| 1.8 | 0.0359 |
| 2.0 | 0.0228 |
| 2.2 | 0.0139 |
| 2.4 | 0.00820 |
| 2.6 | 0.00466 |
| 2.8 | 0.00256 |
| 3.0 | 0.00135 |
| 3.2 | 0.000687 |
| 3.4 | 0.000337 |
| 3.6 | 0.000159 |
| 3.8 | 0.0000723 |
| 4.0 | 0.0000316 |

İki normal rastsal değişken özel durumu için güvenilirlik indeksi şöyle verilmektedir:

$$\beta = \frac{m_M}{s_M} = \frac{m_Q - m_F}{\sqrt{s_Q^2 + s_F^2}} \tag{5.12}$$

Ortalama kapasite ($m_Q$) ile ortalama yük ($m_F$) arasındaki fark artarken güvenilirlik indeksi artar. Aynı benzerlikte, $s_Q$ ve $s_F$'deki azalma daha büyük güvenilirlik ile sonuçlanır. Güvenlik ayrımının (M) olasılık yoğunluk fonksiyonundaki değişimleri incelenerek bu etkenler anlaşılabilir. Ortalama güvenlik aralığındaki ($m_M = m_Q - m_F$) artış olasılık yoğunluk fonksiyonun sağa doğru kaymasını sağlar. Şekil 5.2'de açıkça görüleceği üzere M'nin negatif değerleri için olasılık yoğunluk eğrisinin altında kalan alana eşit olan yenilme olasılığı azalacaktır. $s_Q$ ve/veya $s_F$ çok küçük olduğu durumda yenilme olasılığındaki düşüş M'nin olasılık yoğunluk eğrisinin ortalama ($m_M$) civarından dağılımındaki azalmadan ileri gelmektedir.

Log-Normal rastsal değişkenler

Yükü ve kapasiteyi normal rastsal değişkenler kullanarak modellemek gerçekçi değildir. Çünkü teorik olarak normal rastsal değişkenler negatif değerler alabilir. Bu duruma basit bir alternatif yöntem log-normal rastsal değişkenlerdir. Log-normal rastsal değişkenler sadece pozitif değerler için tanımlıdır (Şekil 5.3). Log-normal rastsal değişken (örneğin kapasite, Q) eşdeğer normal rastsal değişkene ($Q^N$) şu şekilde çevrilebilir:

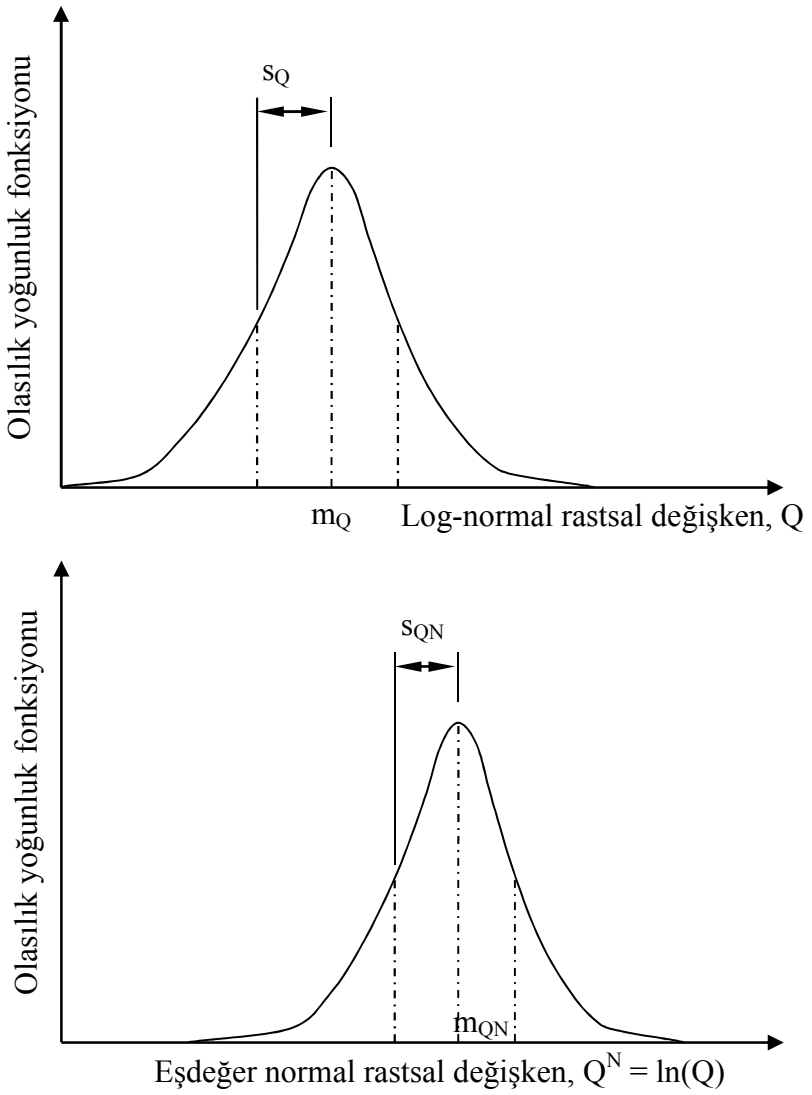
$$Q^N = \ln(Q) \tag{5.13}$$

Normal rastsal değişken ($Q^N$) ortalama ($m_{QN}$) ve standart sapma ($s_{QN}$) ile tanımlanır.

Bu iki parametre orijinal log-normal rastsal değişkenin ortalaması ($m_Q$) ve standart sapması ($s_Q$) ile şu şekilde ilişkilidir [Melchers, 1987]:

$$s_{QN}^2 = \ln\left(1 + COV_Q^2\right) \tag{5.14}$$

$$m_{QN} = \ln\left(m_Q\right) - 0.5 s_{QN}^2 \tag{5.15}$$




Şekil 5.3. Log-normal ve eşdeğer rastsal değişkenler

Q ve F log-normal rastsal değişkenler olduğu durumda, yenilme olasılığı ($p_f$) aşağıdaki şekilde hesaplanabilir [Melchers, 1987]:

$$
\begin{aligned}
p_f &= Prob(Q < F) \\
p_f &= Prob(Q/F < 1) \\
p_f &= Prob[\ln(Q/F) < \ln 1] \\
p_f &= Prob[\ln(Q) - \ln(F) < 0] \\
p_f &= Prob[Q^N - F^N < 0]
\end{aligned}
\tag{5.16}
$$

Burada $Q^N$ ve $F^N$ = Q ve F için sırasıyla eşdeğer normal rastsal değerlerdir. Eş. 5.10 ile Eş. 5.16 karşılaştırarak, $p_f$ aşağıdaki biçimde ifade edilebilir:

$$p_f = \Phi\left|-\frac{m_{QN}-m_{FN}}{\sqrt{s_{QN}^2+s_{FN}^2}}\right| \tag{5.17}$$

Burada $m_{FN}$ ve $s_{FN}$ = $F^N$ için sırasıyla ortalama ve standart sapmadır. Eş. 5.14'de $s_{QN}$, Eş. 5.15'de $m_{QN}$ ve $m_{FN}$ ve $s_{FN}$ için benzer eşitlikler kullanılarak elde edilen güvenilirlik indeksi için tam ifade:

$$\beta = \frac{\ln\left|m_Q/m_F\sqrt{\left(1+COV_F^2\right)/\left(1+COV_Q^2\right)}\right|}{\sqrt{\ln\left[\left(1+COV_F^2\right)\left(1+COV_Q^2\right)\right]}} \tag{5.18}$$

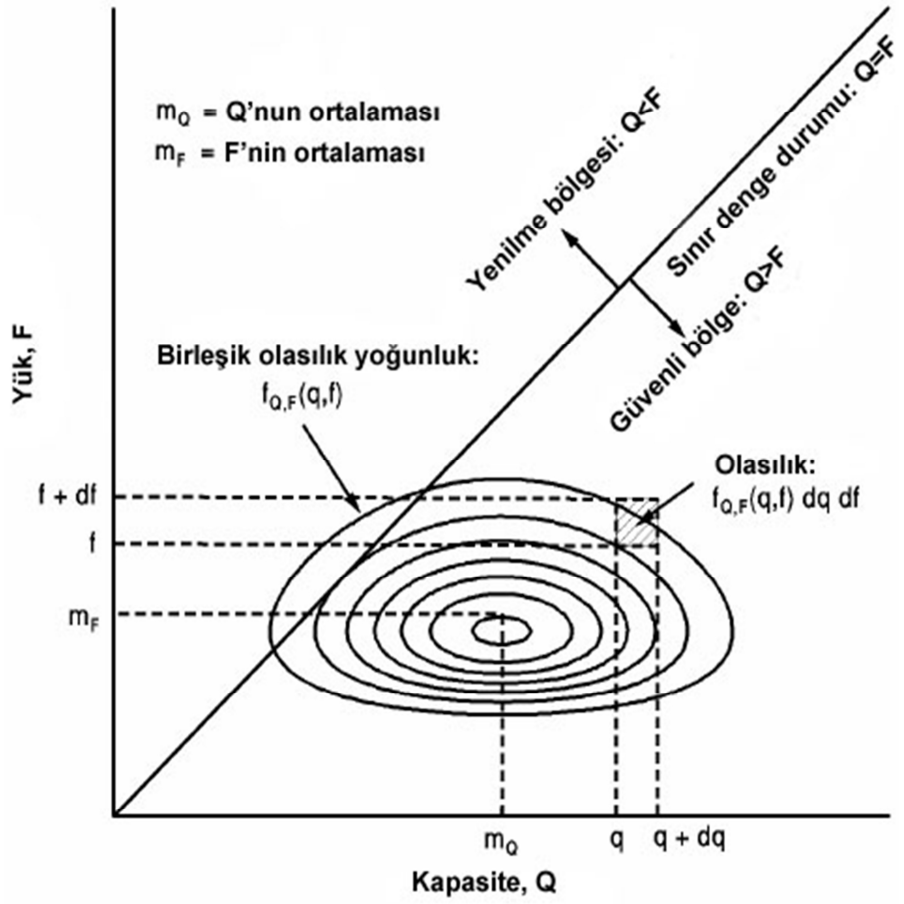
şeklinde olur. Burada $m_Q$ ve $m_F$ = sırasıyla Q ve F'nin ortalaması ve $COV_Q$ and $COV_F$ = sırasıyla Q ve F'nin varyans katsayısıdır. Ortalama güvenlik faktörü ($m_Q/m_F$) artarken güvenilirlik indeksi artar. Buna rağmen güvenlik indeksinin sadece ortalama güvenlik faktörüne bağlı olmadığı unutulmamalıdır. Kapasite ve yükteki ($COV_Q$ ve $COV_F$) belirsizliklerin etkisi de rasyonel bir şekilde katkı sağlamaktadır [Phoon ve ark., 1995].

### 5.2.3. Birinci derece güvenilirlik yöntemi (FORM)

Birinci derece güvenilirlik yöntemi (FORM), orijin ile standart normal uzayda bulunan sınır denge yüzeyi arasındaki minimumm mesafeyi (güvenilirlik indeksi) analitik olarak bulmayı amaçlar. Yöntem, performans fonksiyonu hesaplamak için birinci derece Taylor serisi ile yaklaştığından FORM ismini almıştır. FORM'un sağladığı hesaplama kolaylığı, ve birçok probleme uygulanabilir olması en çok kullanılan güvenilirlik analiz yöntemlerinden birisi olmasını sağlamıştır.

Şekil 5.4'de kartezyen uzayında Q ve F rastsal değişkenlerine ait iki ayrı alan için birinci derece güvenilirlik yöntemi kullanılarak yenilme olasılığının hesaplanması gösterilmiştir. Bu iki alan performans fonksiyonu (P) ile karakterize edilir:

$$P(Q,F) = Q - F \tag{5.19}$$




Şekil 5.4. Yenilme olasılığının hesaplanması [Phoon ve ark., 1995]

Eğer performans fonksiyonu sıfırdan büyükse tasarım güvenlidir. Çünkü kapasite (Q) yükten (F) daha büyüktür. Bu kriteri sağlayan bölge (P >0), güvenli alan olarak isimlendirilir. Tersi olarak P < 0 durumu yenilme alanını belirtir. Güvenlik ve yenilme alanlarını ayıran sınır denge çizgisi şöyle tanımlanır:

$$P(Q,F) = 0 \tag{5.20}$$

Yenilme olasılığı Q ve F için yenilme alanında kalan her bir parçanın gerçekleşme olasılığının parçalarını toplayarak hesaplanır. Q ve F'nin herhangi bir parçası için gerçekleşme olasılığı birleşik olasılık yoğunluk fonksiyonu ($f_{Q,F}$) ile ilgilidir:

$$Prob(q < Q < q + dq, f < F < f + df) = f_{Q,F}(q, f)dqdf \tag{5.21}$$

Burada q ve f = Q ve F'nin mümkün değeri, dq ve df = son derece küçük artımlardır. Eğer Q ve F istatistiksel olarak bağımsızsa, birleşik olasılık yoğunluk fonksiyonu her bir değerin olasılık yoğunluk fonksiyonundan şu şekilde belirlenebilir [Melchers, 1987]:

$$f_{Q,F}(q, f) = f_Q(q)f_F(f) \tag{5.22}$$

Burada $f_Q(\cdot)$ ve $f_F(\cdot)$ = Q ve F'nin olasılık yoğunluk fonksiyonlarıdır. Geometrik terim olarak birleşik olasılık yoğunluk fonksiyonları kartezyen düzlemde tanımlanan yüzeyle Şekil 5.4'deki gibi örnek iki boyutlu kontör çizgileriyle gösterilir. Yenilme alanının üzerini örten yüzeyin altında kalan hacim yenilme olasılığına eşittir (Şekil 5.4). Gerçek problemlerde bu hacimin hesaplanması genellikle zordur. Çünkü Şekil 5.4'e yenilme alanı sınırı doğrusal çizgiyle gösterilmesine rağmen bazı durumlarda eğrisel olabilir. Ayrıca yüzeyi tanımlayan matematiksel fonksiyon kapalı biçimde integrali alınamayabilir. İntegrasyonda çok sayıda rastsal değişken varsa bu çok boyutta integrasyon hesabı gerektirebilmektedir.

Birinci derece güvenilirlik yönteminin genel yaklaşımı orijinal rastsal değişkenleri, bağımsız, standart normal rastsal değişkenlere çevirmesidir. Tanım olarak standart normal rastsal değişkenlerin ortalaması 0; standart sapması 1'dir. İki değişkenli standart normal olasılık yoğunluk fonksiyonunun kontör çizgileri Şekil 5.5'de gösterilen çemberlerdir. Bu çevirmenin sebebi normal rastsal değişkenler için birleşik olasılık yoğunluk fonksiyonunun güvenilirlik hesaplarında kullanılacak kullanışlı özellikleri olmasıdır. Orijinal kontör çizgilerini çemberlere çevirirken Şekil 5.5'de gösterildiği üzere orijinal sınır denge çizgisi eğrileşir [Phoon ve ark., 1995].

Yenilme alanı için standart normal alana dönüştürülmüş yenilme olasılığının hesaplanması eğri ile tanımlandığından hala zordur. FORM için bu noktada basitleştirme yapılarak bu eğriye orijinden en yakın noktanın tanjantı alınarak düz çizgi ile yaklaşım uygulanır (Şekil 5.5). En yakın nokta seçilmesinin sebebi olasılık yoğunluğun bu noktada en yüksek değer vermesidir. Standart normal olasılık yoğunluk fonksiyonunun doğası gereği; daha uzak noktalardan yenilme olasılığına olan katkı hızlıca veya orijinle arasındaki mesafenin karesi ile katlanarak düşer. En yakın mesafe belirlendikten sonra aşağıdaki formüller geçerlidir:

$$\beta_{\mathrm{FORM}} = \sqrt{(q_d^s)^2 + (f_d^s)^2} \tag{5.23}$$

$$p_f \approx \Phi(-\beta_{\mathrm{FORM}}) \tag{5.24}$$

Burada $\beta_{FORM}$ = FORM kullanılarak elde edilen güvenilirlik indeksi, ($q_d^S$, $f_d^S$) = standart normal alanda tasarım noktasının koordinatıdır. Eş. 5.23 ve Eş. 5.24'de verilen çözümün basitliği, Şekil 5.5'de gösterilen birleşik standart normal olasılık yoğunluk fonksiyonun rotasyonel simetrisinden meydana gelmektedir.

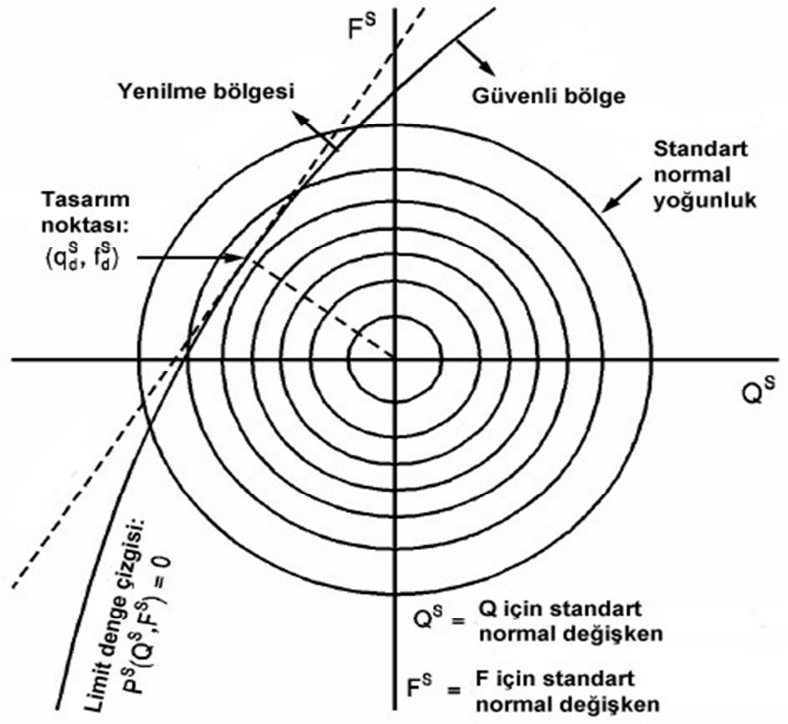
Zor bir yöntem olan $p_f$ hesaplanması; FORM yaklaşımında standart normal alanda tasarım noktasının yerini belirleme problemi haline indirgenmiştir. Bu indirgenme Rackwitz ve Fiessler (1978) algoritması kullanılarak şöyle yapılır:

- Orijinal alanda bir tasarım noktası kabul edilir ($q_d$, $f_d$):

$$q_d = m_Q \tag{5.25}$$

$$f_d = m_F \tag{5.26}$$

- Q kapasitesi için eşdeğer normal dağılımın ortalama ($m_{QN}$) ve standart sapması ($s_{QN}$) hesaplanır (Melchers, 1987):




Şekil 5.5. Birinci derece güvenilirlik yöntemi [Phoon ve ark., 1995]

$$s_{QN} = \frac{\varphi\{\phi^{-1}[F_Q(q_d)]\}}{f_Q(q_d)} \tag{5.27}$$

$$m_{QN} = q_d - \phi^{-1}\left[F_Q(q_d)\right]s_{QN} \tag{5.28}$$

Burada $\varphi(\cdot)$ = standart normal olasılık yoğunluk fonksiyonudur. Aynı hesaplama yük (F) için de yapılır.

- Orijinal rastsal değişkenler (Q ve F) standart normal rastsal değişkenler ($Q^S$ ve $F^S$) haline aşağıdaki gibi dönüştürülür:

$$Q^S = \frac{Q - m_{QN}}{s_{QN}} \tag{5.29}$$

$$F^S = \frac{F - m_{FN}}{s_{FN}} \tag{5.30}$$

Burada, $m_{FN}$ ve $s_{FN}$ = F için eşdeğer normal dağılımın sırasıyla, ortalama ve standart sapmasıdır.

- Performans fonksiyonu (P) için yeni rastsal değişkenler ($Q^S$ ve $F^S$) tanımlanır:

$$P(Q,F) = Q - F$$
$$P(Q,F) = \left(s_{QN}Q^s + m_{QN}\right) - \left(s_{FN}F^s + m_{FN}\right) \quad (5.31)$$
$$P(Q,F) = P^s(Q^s,F^s)$$

Burada $P^S(\cdot,\cdot)$ = standart normal alanda dönüştürülmüş performans fonksiyonudur.

- Standart normal alanda deneme tasarım noktasının ($q_d$, $f_d$) koordinatı hesaplanır:

$$q_d^S = \frac{q_d - m_{QN}}{s_{QN}} \quad (5.32)$$

$$f_d^S = \frac{f_d - m_{FN}}{s_{FN}} \quad (5.33)$$

- ($q_d^S$, $f_d^S$) değerinde parçasal türevler ($\partial P^S/\partial Q^S$, $\partial P^S/\partial F^S$) hesap edilir:

$$\partial P^S/\partial Q^S = s_{QN} \quad (5.34)$$

$$\partial P^S/\partial F^S = s_{FN} \quad (5.35)$$

Eş. 5.34 ve 5.35'de verilen ifadeler sadece Eş. 5.31'de verilen basit performans fonksiyonuna uygulanabilir.

- Tasarım noktası için yeni bir deneme noktası aşağıdaki formül yardımıyla denenir (Melchers, 1987):

$$q_d^S(yeni) = \frac{[q_d^S - \partial P^S/\partial Q^S + f_d^S \partial P^S/\partial F^S - P^S(q_d^S, f_d^S)]\partial P^S/\partial Q^S}{(\partial P^S/\partial Q^S)^2 + (\partial P^S/\partial F^S)^2} \quad (5.36)$$

$$f_d^S(yeni) = \frac{[q_d^S - \partial P^S/\partial Q^S + f_d^S \partial P^S/\partial F^S - P^S(q_d^S, f_d^S)]\partial P^S/\partial F^S}{(\partial P^S/\partial Q^S)^2 + (\partial P^S/\partial F^S)^2} \quad (5.37)$$

- Yakınsama olana kadar iterasyon devam ettirilir. Birçok problemde Rackwitz ve Fiessler (1978) algoritması için gereken iterasyon sayısı 10'dan azdır.

### 5.2.4. Monte Carlo benzetim yöntemi

Monte Carlo, daha önce tanımlanmış olasılık dağılımına göre belirlenen rastsal değişkenlerden oluşan çok sayıda giriş verisini fiziksel test yapmadan sürekli olarak hesaplayarak benzetim yapma yöntemidir. Kapalı çözümü olmayan veya çok zor olan problemlerde, çok boyutlu integrallerin hesaplanması söz konusu olduğunda Monte Carlo benzetim yöntemi çok yararlıdır.

Monte Carlo benzetiminde problemi oluşturan değişkenlerin daha önceki bilgilerine bakılarak istatistiksel dağılımların türüne karar verilir. Dağılım bilgisi kullanılarak deterministik hesap yöntemi için rastsal sayılarla fiziksel veriler elde edilmiş olur. Burada dikkat edilmesi gereken nokta üretilmesi gereken veri sayısıdır. Fishman (1996) verilen güven aralığında istenilen doğruluğa ulaşmak için gerekli minimum benzetim sayısını (N) şöyle tanımlamıştır:

$$N = [\Phi^{-1}(1 - \delta/2)/(2\varepsilon)]^2 \quad (5.38)$$

Burada $\Phi^{-1}$ = standart normal dağılım için kümülatif olasılık fonksiyonunun tersi, (1- $\delta$) = güvenlik aralığı, $\varepsilon$ = hatadır. Eş. 5.38 kullanılarak hesap edilen benzetim sayıları Çizelge 5.2'de verilmiştir.

Çizelge 5.2. İstenilen doğruluğu sağlamak için gereken Monte Carlo benzetim sayısı [Baecher ve Christian, 2003]

| Hata, ε | %90 güven aralığı için gerekli benzetim sayısı | %95 güven aralığı için gerekli benzetim sayısı |
|---|---|---|
| 0.005 | 27056 | 38415 |
| 0.01 | 6764 | 9604 |
| 0.02 | 1691 | 2401 |
| 0.03 | 752 | 1068 |
| 0.04 | 423 | 600 |
| 0.05 | 271 | 385 |
| 0.1 | 68 | 97 |
| 0.2 | 17 | 25 |
| 0.3 | 8 | 11 |
| 0.4 | 5 | 4 |
| 0.5 | 3 | 4 |

Güvenilirlik problemi için limit denge fonksiyonu (P) kontrol edilir. Eğer limit denge fonksiyonu sıfırdan küçükse sistem başarısız olur. Gerçekleştirilen benzetimlerin sayısı N olduğu kabulüyle yenilme olasılığı yaklaşık olarak:

$$p_f = \frac{n(P \leq 0)}{N} \tag{5.39}$$

olarak belirlenir. Burada $n(P \leq 0)$, $P \leq 0$ için benzetim sayısıdır. Monte Carlo benzetimlerinin temeli sözkonusu olan parametrelerin olasılık dağılımlarını kullanarak türetilmeleridir. Rastsal değişken X ve kümülatif dağılım fonksiyonu $F_x(x)$ için örnekler değerler ($x_i$) şöyle oluşturulur:

$$x_i = F_x^{-1}(u_i) \tag{5.40}$$

Burada $F_x^{-1} = F_x$'in tersi, $u_i$ = 0 ile 1 arasında uniform olarak dağılmış rastsal değişken için örnek değerdir. Monte Carlo benzetiminin örneklendirme doğasından

ileri gelen yenilme olasılığı sadece hesaplamalardan ibarettir. Örneklendirme sayısı arttıkça hesaplamaların sayısı da artar. Eş. 5.39 kullanılarak bulunan yenilme olasılığının beklenen değeri, varyansı ve varyans katsayısı şöyledir [Soong ve Grigoriu, 1992]:

$$E\lfloor p_f \rfloor = p_{true} \tag{5.41}$$

$$E\lfloor p_f \rfloor = p_{true} \tag{5.42}$$

$$s_{p_f}^2 = \frac{1}{N}[p_{true}(1 - p_{true})] \tag{5.43}$$

Burada $p_{true}$ = teorik olarak doğru olasılık, N = benzetim sayısıdır.

### 5.2.5. Altküme Markov Zinciri Monte Carlo (MCMC) yöntemi

Altküme MCMC yöntemi Au ve Beck (2003) tarafından geliştirilmiş bir güvenilirlik analiz yöntemidir. Bu yöntemde altküme konusunu belirli bir olasılık yoğunluk fonksiyonuna göre rastsal sayıları üretebilen Monte Carlo benzetim (MCS) tekniği ile birleştirmişlerdir.

F yenilme bölgesini işaret eden küme, aynı zamanda $F_0$ toplam küme ve $F_i$ (i=1,...,m) aşağıdaki eşitliği sağlayan altküme ise:

$$F_0 \supset F_1 \supset F_2 \supset \ldots \supset F_m \supset F \tag{5.44}$$

Burada $F_m$, $P_f$ hesaplamasında kabul edilen en son alt kümedir. $F_m \supset F$ Koşulu her zaman sağlanmaktadır. Yenilme olasılığı aşağıdaki altkümeler kullanılarak şöyle hesaplanabilir:

$$P_f = P(F) = P(F|F_m)\, P(F_m|F_{m-1}) \ldots P(F_1|F_0) \tag{5.45}$$

Altkümede gerçekleşen işlem şöyledir: $z_i = g(x_i)$ örnek $x_i$ noktasında performans fonksiyonunun hesaplanmış değeri, $N_t$ her altkümede üretilen noktaların toplam sayısı, $N_s$= $z_i$ değerinden daha küçük seçilen $N_t$ noktalarının arasındaki noktalar, $N_f$ = $N_t$ noktalarının içerisindeki yenilme noktalarının sayısıdır. x rastsal değişken veya olasılık yoğunluk fonksiyonunu takip eden rastsal sayıdır.

Altkümelerin yenilenmesi:

*Adım 1:* İlk döngüde $N_t$ noktaları olasılık yoğunluk fonksiyonuna göre Monte Carlo benzetimi ile üretilir.

*Adım 2:* Üretilmiş örnekleri $z_i$ değerine göre artan sırada sıralayıp; küçük olan $N_s$<$N_t$ noktaları seçilir. Yeni altküme $F_{k+1}$ aşağıdaki eşitlikle tanımlanır:

$$F_{k+1} = \left\{x|z(x) \leq \frac{z_s+z_{s+1}}{2}\right\} \tag{5.46}$$

Eş. 5.46'da $z_i$ değerleri artan şekilde sıralanmıştır. $F_k$ altkümesindeki noktalar için, $F_{k+1}$ altkümesinde üretilen noktanın olasılığı $P(F_{k+1}|F_k) = N_s/N_t$ olacaktır.

*Adım 3:* Altküme aralığı için 2. adım tekrarlanarak Eş. 5.45 hesaplanır. $x_i$ (i=1,...,$N_s$) $N_t$ örnekleri üretmek için MCMC'de kullanılan tohum noktalarıdır. Bu tohum noktalarından $N_t/N_s$ örnekleri ifade edilmektedir. Ayrıca $N_f$, $N_t$ değerine göre belirli sayıya ulaştığında hesaplama sonlandırılır.

MCMC ile örnek üretilmesi:

MCMC yönteminde $F_{k+1}$ altkümesinde $N_t$ örnekleri şu şekilde üretilir:

$F_k$ altkümesinin içerisinde x'in olasılık yoğunluk fonksiyonu $\pi(x)$ olsun. Bu takdirde $\pi(x)$ aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$\pi(x) = c.f_x(x)I_D(x) \tag{5.47}$$

$$I_D(x) = \begin{cases} Eğer\ x \subset F_k ise\ 1 \\ Değilse\ 0 \end{cases} \tag{5.48}$$

Burada c, x'in olasılık yoğunluk fonksiyonu içerisinde sabit bir değerdir. π(x) olasılık yoğunluk fonksiyonuna göre MCMC yöntemiyle noktalar aşağıdaki gibi üretilir [Gilks ve ark., 1996; Yoshida ve Sato, 2005]:

Adım 1: Herhangi bir taslak yoğunluk olacak şekilde olasılık yoğunluk dağılım $q(x'|x_i)$ belirlenir. Ortalaması $x_i$ ve uygun varyansı olan uniform dağılım kullanılır.

Adım 2: Kabul edilebilir olasılık $\alpha(x', x_i)$ hesaplanır. $x_{i+1} = x'$ α olasılığına, $x_{i+1} = x_i$ 1-α olasılığına eşitlenir. Kabul edilebilir olasılık α aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$\alpha(x', x_i) = min\left\{1.0,\ \frac{q(x_i|x\prime).\pi(x\prime)}{q(x'|x_i).\pi(x_i)}\right\} = min\left\{1.0,\ \frac{q(x_i|x').f_x(x\prime)I_D(x\prime)}{q(x'|x_i).f_x(x_i)}\right\} \tag{5.49}$$

Eş. 5.49 $q(x'|x_i)$ uniform dağılıma sahip olduğu ve $x_i$ noktasının altküme olduğu göz önüne alınarak aşağıdaki şekilde yeniden yazılabilir:

$$\alpha = min\left\{1.0,\ \frac{f_x(x\prime)I_D(x\prime)}{f_x(x_i)}\right\} \tag{5.50}$$

Adım 3: 2. adım zorunlu döngüler boyunca tekrarlanır.

Yenilme olasılığı $P_f$'in hesaplanması:

$N_f$, $N_t$'ye göre belirli sayıya ulaşınca hesaplama durdurulur. Aksi halde 2. adımdaki hesaplama daha öncekinden daha küçük altküme olacak şekilde yenilenerek tekrarlanır. Sonuç olarak yenilme olasılığı aşağıdaki gibi hesaplanır:

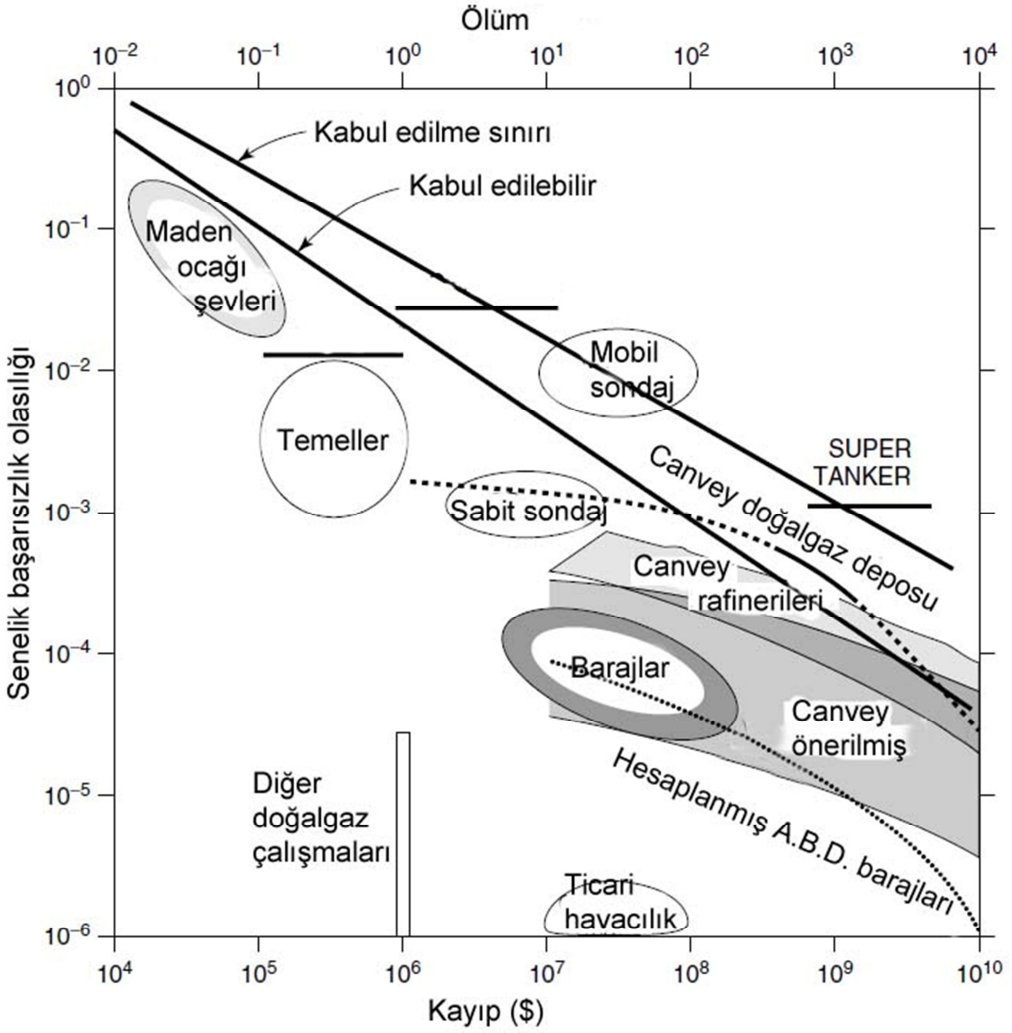
$$P_f = P(z < 0) = \left\{\frac{N_s}{N_t}\right\}^{m-1} \frac{N_f}{N_t} \tag{5.51}$$

### 5.2.6. Hedef yenilme olasılığı

Güvenilirliğe dayalı tasarımın önemli bir aşaması hedef yenilme olasılığı ($p_T$) için uygun bir değerin seçilmesidir. Temeller için tasarım ömrü süresince uygun hedef yenilme olasılığı veya kabul edilebilir risk değerini kolayca bulmak mümkün olmamaktadır. Kabul edilebilir hedef yenilme olasılığını düzenlemek için en yaygın yaklaşım maliyet yarar analizidir. Yenilme olasılığının optimum değeri başarısızlığın maliyetine, bakım veya yenilemenin maliyetine ve ilk yatırıma bağlıdır [Baecher ve ark., 1980; Mortensen, 1993]. Buna rağmen yenilmeyle ilgili olan maliyetler belirsiz ve hesaplanması zordur. Maliyetler hasarın boyutuna, kayıpların sayısına ve yenilmenin uzun dönemdeki etkilerine bağlıdır [Criswell ve Vanderbilt, 1987]. Bu etkenleri belirlemek güç olduğundan fayda maliyet yaklaşımı pratik değildir.

Kabul edilebilir riski belirlemenin uygun bir yöntemi yenilme olasılığı ile sonuçlarının özetlendiği F-N eğrilerini kullanmaktır. Bu eğriler tarihsel yenilme oranlarını maliyetlerine göre çizerek kabul edilebilir ve kabul edilemez risk bölgelerini bölen sınır çizgilerini belirleyerek geliştirilir. Şekil 5.6'da geleneksel mühendislik tesisleri, büyük yapılar ve projeler için ortalama yıllık risk değeri F-N grafiğine örnek olarak gösterilmiştir [Baecher, 1987]. Hong Kong Devlet Planlama Bölümü gibi bazı devlet kurumları kabul edilebilir risk için kılavuzlar geliştirmişlerdir (Şekil 5.7). Benzer şekilde Hollanda hükümeti de Şekil 5.8'deki risk kriterlerini belirlemişlerdir.

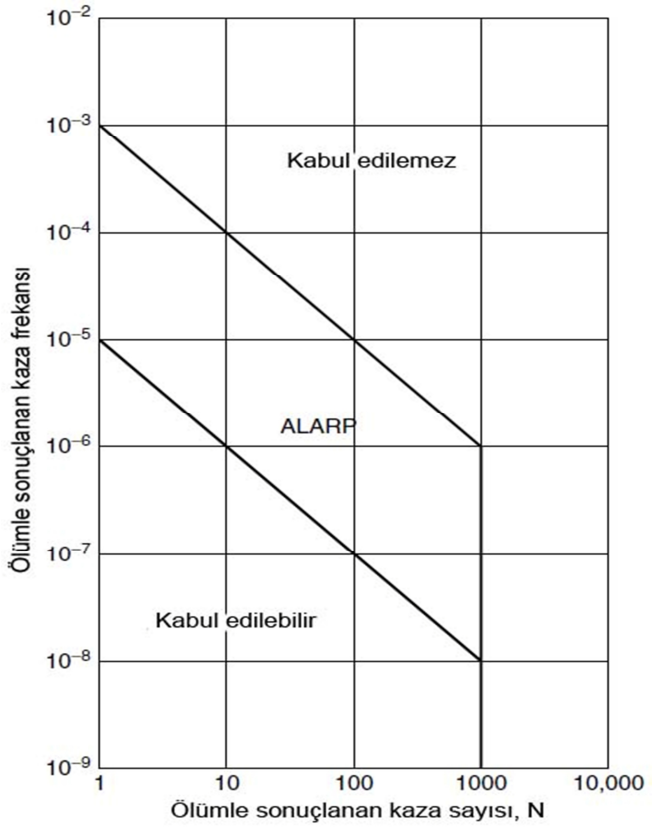
Şekil 5.6'da olduğu gibi F-N eğrilerinin tarihi yenilme oranları teorik yenilme oranını belirlemede yol gösterici olarak kullanılır. Gerçekleşen olayların yenilme oranlarını dikkatli olarak kullanmak gerekir. F-N grafiğinde yenilme oranlarının sayısal değerleri toptan yenilme başarısızlığına karşılık gelmektedir ve bütün yenilmelerin ancak %10-%20'sini oluşturmaktadır [örn. Melchers, 1987].



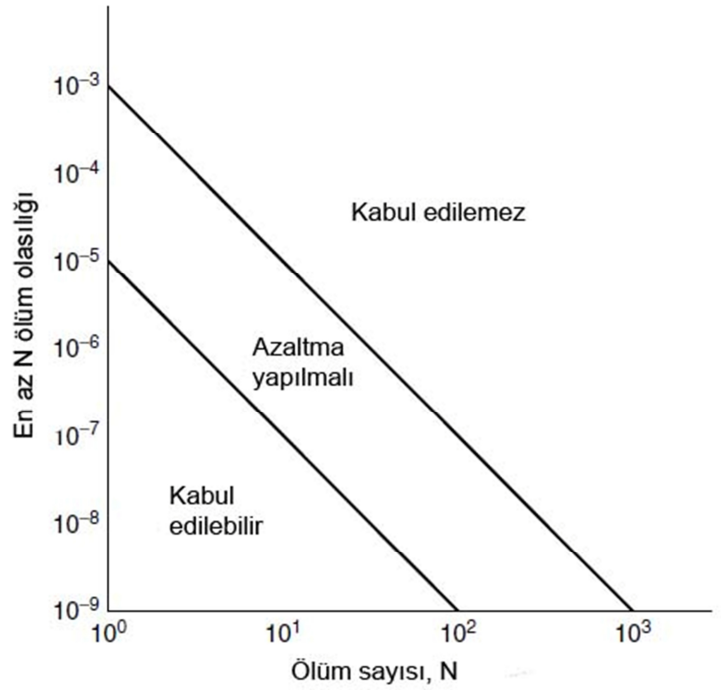

Şekil 5.6. Çeşitli geleneksel inşaat tesis ve büyük yapılarının ortalama yıllık riskini gösteren F-N eğrisi [Baecher, 1987]

Hizmet verebilirlik denge durumundan (SLS) oluşan birçok yenilme küçük sonuçlarından veya kolayca fark edilememesinden dolayı kayıt edilmemiştir. Örneğin kaydedilen köprü yenilmeleri binalara göre çok daha fazladır çünkü köprü yenilmeleri kolayca ortaya çıkar. Birçok ülkede yapılarının yenilmelerini yaralanma veya ölüm olmadığı sürece yetkili makamlara bildirmek zorunlu değildir [Ovesen, 1989]. Diğer taraftan kaydedilen yenilme durumlarından birçoğu yapım aşamasında görülmektedir.

Teorik yenilme oranı, vaka öykülerinden hesaplanan mevcut yenilme oranlarının onda birinden daha küçük alınmalıdır.




Şekil 5.7. Hong Kong Planlama Bölümünün kabul edilebilir sosyal risk klavuzu [Baecher ve Christian, 2003]




Şekil 5.8. Hollanda hükümeti grup risk ölçütleri [Versteeg, 1988]

Çünkü yukarıda anlatılan noktaları göz önüne alarak, kötü inşa ve insan hataları gibi tasarımda görülemeyen belirsizliklerden kaynaklanabilecek yenilmeler bulunabilir [CIRIA, 1977]. Temeller için Şekil 5.6'da görüleceği üzere tarihsel yenilme oranı 0.01 ile 0.001 arasındadır. Bu yüzden hedef yenilme oranı 0.001 ile 0.0001 arasındadır. Bu değerler Çizelge 5.1'den görüleceği üzere 3.1 ile 3.7 arasındaki hedef güvenilirlik indeksi değerlerine karşılık gelir.

Bu duruma ek olarak, esasında yapısal tasarım için geliştirilmiş olan ampirik yenilme olasılığını belirleme eşitlikleri bulunmaktadır. CIRIA (1977) tarafından önerilen hedef yenilme olasılığı aşağıdaki şekilde belirlenebilir:

$$p_T = 10^{-4}\mu T n^{-1} \tag{5.52}$$

Burada T = tasarım hayatı (yıl), n = kullanım periyodunda yapının yakınında ve içerisinde bulunan ortalama insan sayısı ve μ = Çizelge 5.3'de verilen sosyal kriter faktörüdür.

Çizelge 5.3. Sosyal kriter faktörü [CIRIA, 1977]

| Yapı türü | μ |
|---|---|
| Kamu toplantı yerleri, barajlar | 0.005 |
| Ev, işyeri, ticaret, endüstri | 0.05 |
| Köprüler | 0.5 |
| Kuleler, direkler, açık deniz yapıları | 5 |

Allen (1975) ise aşağıdaki eşitliği önermiştir:

$$p_T = 10^{-5} A W^{-1} T n^{1/2} \tag{5.53}$$

Burada T ve n Eş. 5.52'de tanımlandığı gibidir. A = aktivite ve W = Çizelge 5.4'de verilen uyarı faktörleridir. Bu iki eşitlikten bulunan $p_T$ değerlerini özel veri olmadan

karşılaştırmak mümkün değildir. Eş 5.52 ve Eş. 5.53'de tanımlanan ampirik yaklaşımı kullanmak zordur. Çünkü n değerini belirlenmesinde değişkenlikler vardır ve bulunan sonuçlar birinci derece gösterge olarak kullanılabilir [Akbaş, 2007].

Çizelge 5.4. Aktivite ve uyarı faktörleri [Allen, 1975]

| Yapı Türü | Aktivite faktörü, A | Yenilme türü | Uyarı faktörü, W |
|---|---|---|---|
| Yapılar | 1.0 | Uyarı ile birlikte kademeli yenilme | 0.1 |
| Köprüler | 3.0 | Görünümden gizli kademeli yenilme | 0.3 |
| Açık deniz yapıları | 10.0 | Ani yenilme | 1.0 |

Hedef yenilme olasılığının seçiminde varolan tasarımın geçmiş performansı çok değerlidir. Mevcut temellerde her sınır denge durumunda uygun yük ve direnç modelleri kullanılarak $p_T$ hesaplanabilir. Farklı yenilme durumları (mode) birbirine eşdeğer olmadığından, güvenlik kontrolleri her denge durumunda gereklidir. Dolayısıyla farklı $p_T$ değerleri gereklidir. Mevcut yönetmeliklere dayalı hesaplanan $p_T$ değerlerinden, bir tasarım $p_T$ değeri seçilir. Bu ampirik bir yaklaşım olmasına rağmen yeni tasarım yönteminin varolan deneyim tabanı ile uyumlu olmasını sağlar ve yönetmeliklerin gelişimsel doğası ve standartların ihtiyatlı değişiklikleriyle uyumludur [Phoon ve ark., 1995]. $p_T$'nin kalibrasyonu için genel yaklaşım aşağıdaki adımları içerir [Ellingwood ve ark., 1980]:

a. Temsili tasarım problemleri seti seçimi,
b. Her bir problem için varolan yönteme dayanan kabul edilebilir çözümün belirlenmesi, örneğin izin verilebilir gerilme yöntemi,
c. Adım b'de oluşturulan tasarım çözümü için örneğin FORM ve uygun istatistiksel modeller gibi güvenilirlik hesaplama tasarımı kullanarak yenilme olasılığını hesaplanması,
d. Adım c'de belirlenen $p_T$ aralığına dayanan uygun $p_T$ değeri seçimi,

Adım c'de modellenen belirsizliklerin $p_T$ değerini önemli ölçüde etkilemesi önemlidir. Ek bilgilerin gelmesiyle rastsal değişkenlerin istatistiksel karakteristiklerinin değiştirilmesi $p_T$ değerinin yeniden kalibrasyonunu gerektirir.

Yukarıda ana hatları çizili yaklaşımı kullanarak, ASCE Yapı Yükleri Komitesi ((Mozer, 1991), Criswell ve Vanderbilt (1987)) iletim hatları yapılarının tasarımı için hedef güvenilirlik indeksini ($\beta_T$) 2.7 ile 3.2 aralığında ($p_T$ aralığı %0.07 ile %0.35 aralığına tekabül etmektedir) önermişlerdir. Nowak ve Collins (2000) mevcut köprü tasarımlarının yenilme olasılıklarında önemli değişim olduğunu işaret etmişler ve yapısal elemanların moment ve kayma tasarımları için $\beta_T$ değerini 3.5 olarak önermişlerdir. Ontario Otoyol Köprüsü Tasarım Yönetmeliği üstyapı tasarımında $\beta_T$ değerlerini nihai denge durumunda 3.5, servis denge durumunda 1.0 olarak seçmiştir [Nowak ve Lind, 1979]. Ellingwood ve ark. (1980) yapısal tasarım için yarı sezgisel seçilen $\beta_T$ değerlerini ölü ve hareketli yük (kar yükü) kombinasyonlarında 3.0, ölü, hareketli ve rüzgar yükü kombinasyonlarında 2.5, deprem yüklerinde ise 1.75 seçmişlerdir.

Bu hedef değerler yapı tasarımı kapsamında ortaya çıkartıldığından, yeniden gözden geçirme olmadan temel tasarımına doğrudan uygulanamaz. Buna rağmen bu değerler temel tasarımında $\beta_T$'nın alt sınırı olarak kullanılabilir. Temeller en az yapı kadar güvenilir olmak durumundadır. Çünkü temellerin tamir ve güçlendirmesi daha zor ve pahalıdır [Criswell ve Vanderbilt, 1987].

Birtakım çalışmalar temellerde güvenlik gerilmeleriyle tasarım (ASD) yöntemlerinin yenilme olasılıkları değerlerini %0.01 ile %1 arasında yer aldığını belirtmektedir [Meyerhof, 1994]. 1995 yılında Kanada Ulusal Yapı Yönetmeliği $\beta_T$ değerini temel tasarımı için 3.5 olarak önermiştir [Barlett ve ark., 2003]. AASHTO LRFD Köprü Yönetmeliğinde $\beta_T$ değerleri çakma kazıklar için 2.0 ile 2.5, fore kazıklar için 2.5 ile 3.5, tekil temeller için ise 3.5 olarak seçilmiştir [Barker ve ark., 1991]. Baecher ve Christian (2003) modern temel yönetmeliklerde hedef güvenilirlik indeksinin gerekliliğe göre 2.0 ile 3.0 arasında yaygın olduğunu göz önüne almışlardır. Phoon

ve ark. (1995) iletişim hatları yapılarının temellerinin nihai sınır denge ve hizmet verebilirlik sınır denge durumları için sırasıyla $\beta_T$ değerlerini 3.2 ve 2.6 olarak seçmişlerdir. Kullanma ve nihai denge durumları arasındaki güvenilirlik düzeylerindeki fark her bir durumun yenilmesinin olası sonuçlarıyla ilgilidir.

### 5.2.7. Güvenilirliğe dayalı tasarım biçimi

Eş. 5.1'de verilen biçimiyle güvenirliğe dayalı tasarımda güvenilirlik analizi rutinlerinin tekrarlı kullanımı yenilme olasılığının hesaplanan değerleri eşik değere yaklaşana kadar devam ettirilir. Bu durum birçok alışılagelen geoteknik mühendisliği uygulamasında uygun değildir. Sıradan tasarımlar olasılıksal yükleme ve dayanım şartlarını içermeyen yapı tiplerini ve temelleri kullanırlar. Mevcut tipik tasarım yaklaşımı aşağıdaki eşitliğin kontrolüne dayanır:

$$F_n \leq Q_n/FS \tag{5.54}$$

Burada $F_n$ = nominal yük, $Q_n$ = nominal kapasite ve FS = genel güvenlik katsayısıdır. Geleneksel yaklaşımda istenilen güvenlik katsayısı bulunana kadar deneme tasarımları yapılır. RBD yaklaşımında ise güvenilirlik hesaplamaları için bilgisayar programları gereklidir. Mühendis olasılık teorisi hakkında bilgi sahibi olmalı, analizler için istatistiksel girdileri (ortalama ve standart sapma vb.) sağlamalı ve yenilme olasılığını iyi yorumlamalıdır.

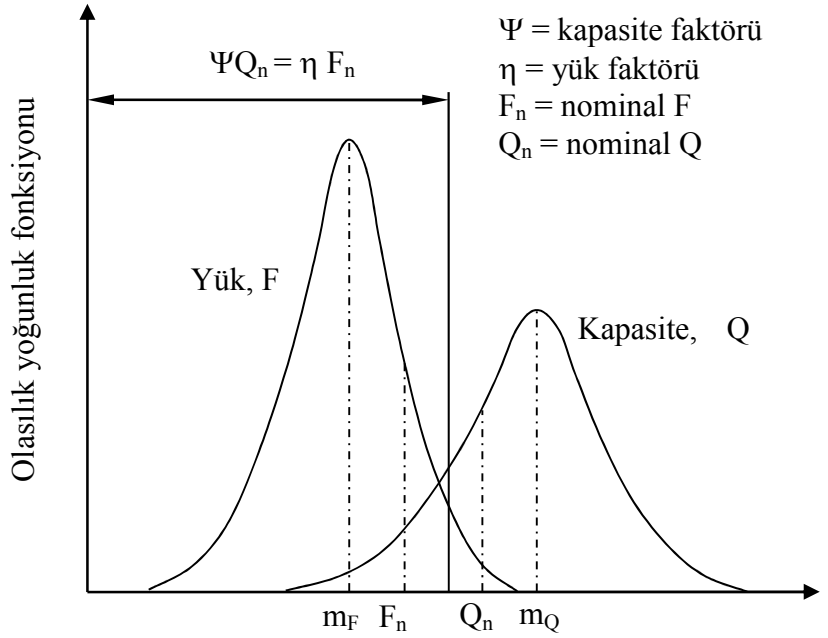
Temel mühendisliğindeki RBD yaklaşımları (örneğin Digioia ve Rojas, 1991; Barker ve ark., 1991; Berger ve Goble, 1992; Phoon ve ark., 1995; Prakoso, 2002; Akbaş, 2007) kontrol tasarımı için çoklu faktör formatının kullanımını içeren basitleştirilmiş yaklaşıma dayanır. Birkaç çoklu faktör formatı vardır:

$$Q\left(c_n/\gamma_c\,, \tan\phi_n/\gamma_\phi\right) = \gamma_D F_{Dn} + \gamma_L F_{Ln} \tag{5.55}$$

$$\Psi Q_n = \eta_D F_{Dn} + \eta_L F_{Ln} \tag{5.56}$$

$$\Psi_{\mathrm{su}} Q_{sun} + \Psi_{\mathrm{tu}} Q_{tun} + \Psi_{\mathrm{w}} Q_n = \eta_D F_{Dn} + \eta_L F_{Ln} \tag{5.57}$$

Burada Q = temel kapasitesi, $Q_n$ = nominal temel kapasitesi, $Q_{sun}$ = nominal çekme kenar direnci, $Q_{tun}$ = nominal çekme uç direnci, $W_n$ = nominal şaft ağırlığı, $c_n$ = nominal kohezyon, $\phi_n$ = nominal sürtünme açısı, $F_{Dn}$ = nominal ölü yük, $F_{Ln}$ = nominal hareketli yük, $\gamma_c$, $\gamma_\phi$, $\gamma_D$ ve $\gamma_L$ = kısmi güvenlik faktörleri Ψ, $\Psi_{su}$, $\Psi_{tu}$ ve $\Psi_w$ = dayanım faktörleri ve $\eta_D$ve $\eta_L$ = yük faktörleridir. Eş. 5.54'deki genel güvenlik katsayısı mühendislik yargısı ve deneyimi ile şekillenir. Basitleştirilmiş RBD yaklaşımında ise çoklu faktörler olasılık teorisi kullanılarak istenilen güvenlik seviyesine göre hesaplanır. Basitleştirilmiş RBD yaklaşımı Şekil 5.9'da gösterilmiştir.




Şekil 5.9. Basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarım [Phoon ve ark., 1995]

Basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarımın önemli avantajları vardır. Kullanımı kolay, mevcut tasarım yaklaşımı ile uyumlu ve Eş. 5.1'de gösterilen RBD yaklaşımı

amacına uygundur. Dezavantajı ise yükleme ve dayanımların olasılıksal dağılımı ve yenilme olasılığından oluşan modelin rahatça değiştirilememesinden dolayı uyarlanabilir olmayışıdır.

Eş. 5.56, yük ve dayanım katsayılarıyla tasarım biçimi, Eş. 5.57 ise Eş. 5.54'e dayanan çoklu yük ve dayanım katsayıları biçimi olarak isimlendirilir [Kulhawy, 1996]. Temel mühendisliğinde yanal direnç, temel ağırlığı gibi temel kapasitesinin bileşenleri için belirsizlikler birbirinden farklıdır. Bunun yanı sıra, her bir bileşenin toplam kapasiteye olan katkısı da farklıdır. Bu nedenle Eş. 5.57 daha iyi tasarım yapmada ve hedeflenen güvenilirlik indeksine yaklaşmada Eş. 5.56'ya göre daha etkilidir.

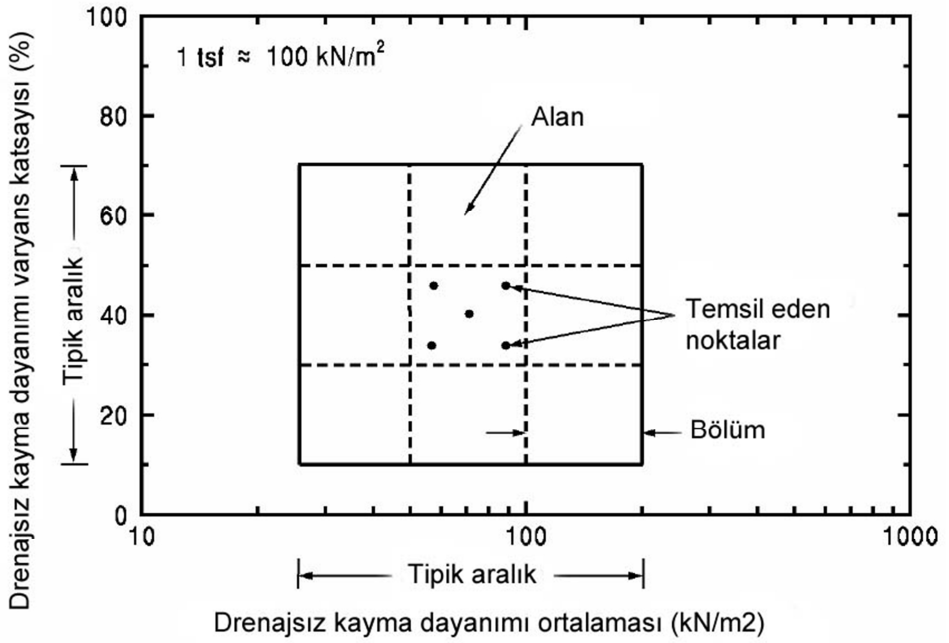
### 5.2.8. Kalibrasyon yöntemi

Kalibrasyonun amacı hedef yenilme olasılığına yakın veya eşit tasarım eşitlikleri üretmektir. Bu denenle Eş. 5.56 ve 5.57'deki kalibrasyon katsayıları ($\eta$, $\Psi$) güvenilirlik analizi kullanılarak kalibre edilmelidir. Güvenilirliğe dayalı tasarım formatında yük ve dayanım faktörleri, yük ve dayanımdaki ortalama, nominal değer ve belirsizliklere göre hesaplanır. Belirsizlikler arttıkça hedeflenen güvenilirlik indeksine ulaşmak amacıyla yük faktörü artar ve direnç faktörü azalır. Norveç Petrol Müdürlüğü, API RP2A-LRFD ve İsveç İnşaat Yönetmeliği zemin mukavemeti nominal değerleri ölçüm ortalamasına yakın olarak tanımlamışlardır [Phoon ve ark., 1995]. Bu çalışmada nominal zemin parametreleri ortalama değer olarak alınmıştır.

Uygun sayıda yük ve dayanım bileşeninin uygun olasılıksal dağılım tipi ile sonuca ulaştıracak yaklaşım RBD yönetmeliğine kabul edilmiş ve birçok yazar tarafından (CIRIA,1977; Ellingwood ve ark., 1980; Moses ve Larrabee, 1988; Berger ve Goble, 1992) belgelendirilmiştir. Yaklaşımın ana ayrıntıları şöyledir [Phoon ve ark., 1995]:

a. Tasarım problemindeki deterministik ve istatistiksel parametrelerin güvenilirlik düzeyinde yol açtığı değişim için parametrik çalışma yapılmalıdır.

b. Parametre havuzu daha uniform güvenilirlik sonucu vermesi amacıyla birkaç küçük parçaya bölünmelidir. Güvenilirlik düzeyinde adım (a)'da belirlenen parametreler için bölme boyutu, daha az etkili parametrelerin bölme boyutundan küçük olmalıdır. Bölümlendirme Şekil 5.10'da gösterilmiştir.




Şekil 5.10. Parametre uzayının bölümlenmesi

c. Her alan için temsili nokta seçilir. Seçilen nokta alan içerisindeki güvenilirlik indeksindeki değişimleri temsil edecek özellikte olmalıdır.

d. Seçilen temsili noktalara göre temel tasarımı problemi için güvenilirlik analizi gerçekleştirilmelidir.

e. Her alan için güvenilirlik düzeyinin hedef güvenilirlik düzeyinden sapması aşağıdaki formüle göre belirlenebilir:

$$H(\Psi_{su}, \Psi_{tu}, \Psi_{w}) = \sum_{i=1}^{n} (\beta_i - \beta_T)^2 \qquad (5.58)$$

Burada H(·,·,·) = minimize edilecek amaç fonksiyonu, $\Psi_{su}$, $\Psi_{tu}$, $\Psi_{w}$ = dayanım faktörleri, n = kalibrasyon alanındaki noktaların sayısı, $\beta_i$ = alandaki i.nci nokta için güvenilirlik indeksi ve $\beta_T$ = hedef güvenilirlik indeksidir.

f. Amaç fonksiyonu minimize edilene kadar dayanım faktörleri değiştirilir. Şekil 5.10'da gösterilen alandaki tasarımların güvenilirlik indeksinin uniformluk derecesi maksimum olduğundan, amaç fonksiyonunu en küçük yapan dayanım faktörleri en çok istenendir. İstenilen uniformluk derecesini ölçmek için aşağıdaki eşitlik kullanılabilir:

$$\Delta\beta = \sqrt{H/n} \tag{5.59}$$

Burada $\Delta\beta$ = kalibrasyon alanındaki hedef güvenilirlik indeksinden ortalama sapmadır. Sonucun anlamlı olabilmesi için optimizasyon aşağıdaki yapıda kısıtlanmalıdır:

$$0 \leq (\psi_{su}, \psi_{tu}, \psi_{w}) \leq 1 \tag{5.60}$$

g. Şekil 5.10'da gösterilen her alan için adım (c) adım (d) işlemleri tekrarlanmalıdır.

### 5.2.9. Yük istatistikleri

Temel üst yapıdan gelen yükleri güvenilir bir biçimde zemine aktarmakla görevli yapı elemanıdır. Tasarımı için sadece geoteknik analiz parametre değerlerinin ve istatistiklerinin bilinmesi yeterli değildir. Üst yapı yükleri ve belirsizliklerinin saptanarak, temele etkiyecek yük özelliklerinin de bilinmesi gereklidir.

Ölü yük

Ölü yükler, yapısal ve yapısal olmayan elemanların kendi ağırlığından dolayı yapı üzerinde sürekli bulundurduğu yüklerdir [Nowak 1994; Akbaş, 2007]. Ölü yükteki

belirsizlikler ölçü yuvarlamaları ve malzeme birim ağırlıklarındaki gerçek ve kabul edilen değerleri arasındaki farklılıklardan kaynaklanır. Bazı araştırmacılar (Ellingwood ve ark., 1980; Nowak, 1994; Ellingwood ve Tekie, 1999; Nowak ve Collins, 2000) tarafından ölü yükler için 1.05 ağırlık faktörü önerilmiştir. Yapısal Güvenlik Ortak komitesi ölü yük için ağırlık faktörünün 1.0 ve varyans katsayısının 0.1 alınmasını tavsiye etmektedir. [JCSS, 2001]. Ağırlık faktörü, ortalamanın nominal (tasarım) değere oranı olarak tanımlanabilir.

Ölü yükün modellenmesinde çoğunlukla normal dağılım kullanılır. Literatür araştırması, ölü yükün varyans katsayısını %6 - %9 aralığında önermektedir. Yükü, yük etkisine çevirmedeki işlemin belirsizliğini hesaba katıldığında bu değerlerin %8 - %15 olarak arttığı rapor edilmiştir [Ellingwood ve ark., 1980; Nowak, 1994; Tabsh, 1997; Ellingwood ve Tekie, 1999; Honfi ve Martensson, 2009].

Hareketli yük

Hareketli yükler insanlar, eşyalar, hareket edebilen bölümler ve depolanan malzemeler gibi unsurlardan oluşan, inşaat ve çevre yüklerini içermeden yapının kullanımında oluşan yükleri temsil eder [ASCE, 2005]. Hareketli yükler zamandaki değişime göre geçici hareketli yükler ve sürekli hareketli yükler olmak üzere iki bölüme ayrılır. Sürekli hareketli yükler tanım olarak yapının kullanım ömrü boyunca olması beklenen yükleri ifade etmektedir. İnsan ağırlıkları, eşyalar ve hareket edebilen parçalardan oluşur. Sürekli hareketli yükler üzerinde çeşitli istatistiksel çalışmalar (Ellingwood ve Culver, 1977; Chalk ve Corotis, 1980; Diamantidis, 2001) yapılmıştır ve büyüklüğünün modellenmesinde gamma dağılımının (Corotis ve Doshi, 1977; Ellingwood ve ark., 1980), süresinde ise üstel dağılımın (Chalk ve Corotis, 1980) kullanılabileceği belirtilmiştir.

Geçici hareketli yükler ise alışılmadık bir olayda (düğün, yangın) çok fazla sayıda insan toplanması gibi yükleme durumundan oluşur. Büyüklüğü gamma dağılımı (Peir ve Cornell, 1973) oluşma sayısı ise Poisson dağılımı (Bartlett ve ark., 2003) ile modellenebilir.

Tasarım amacıyla sürekli ve geçici hareketli yüklerin kombinasyonlarını örneğin 50 yıl veya 100 yıl gibi zaman aralığında göz önüne almak gereklidir. Bir yapının tasarım ömrü için güvenilirlik analizinde maksimum hareketli yük zamandan bağımsız olan Gumbel dağılımı (Ellingwood ve ark., 1980; Tabsh, 1997, Honfi ve Martensson, 2009) ile modellenebilir. Yapısal Güvenlik Ortak komitesi 50 yıllık tasarım ömrü boyunca hareketli yükün ağırlık faktörünün 0.6 ve varyans katsayısının 0.35 alınmasını önermiştir [JCSS, 2001].

Sadece maksimum hareketli yükün istatistiksel değerleri güvenilirliğe dayalı tasarım yapmak için yeterli değildir. Bu nedenle Akbaş (2007) geçici ve sürekli hareketli yüklerin özelliklerini ve yük araştırma istatistiklerini kullanılarak 2000 adet yük verisinde benzetim çalışması yapmıştır. Bu çalışma sonuçları ASCE 7-05'de belirli bir referans zamanı için verilen değerlerle birlikte Çizelge 5.5'de verilmiştir. 50 yıl için gerçekleştirilen benzetim çalışması neticesinde Çizelge 5.5'de verilen değerlerin ASCE 7-05'de önerilen değerlere oldukça yakın olduğu görülebilmektedir.

Literatürde hareketli yük için kullanım amacı ve türünün bulunmadığı durumda ağırlık faktörünü 1.0, varyans katsayısını %25 olarak öneren çalışmalar bulunmaktadır [Ellingwood ve Tekie, 1999].

Çizelge 5.5. Ortalama maksimum hareketli yük değerleri [ASCE, 2005; Akbaş, 2007]

| Kullanım amacı | ASCE 7-05 | | Akbaş, 2007 | |
|---|---|---|---|---|
| | m ($kN/m^2$) | COV (%) | m ($kN/m^2$) | COV (%) |
| İşyeri | 2.63 | 18.5 | 2.52 | 22.0 |
| Yerleşim/Kiracı | 1.72 | 19.7 | 1.75 | 24.3 |
| Yerleşim/Ev sahibi | 1.82 | 18.9 | 1.78 | 21.2 |
| Otel odası | 2.20 | 13.7 | 2.40 | 16.0 |
| Okul sınıfı | 1.63 | 12.1 | 1.71 | 14.5 |

Deprem yükü

Yapı tasarımında deprem yükü daha büyük bir tekrarlama aralığında dikkate alınır. Deprem dinamik (zamana bağlı) yük oluşturmasına rağmen, genellikle statik analiz yöntemleri uygulanır [Nowak ve Collins, 2000]. Yapıların büyük şiddetteki depreme karşı tasarımında hasarsız olarak hizmetlerine devam etmelerini sağlamak genellikle ekonomik açıdan uygulanabilir değildir. Büyük şiddetteki deprem yükleri söz konusu olduğunda nükleer santraller gibi bazı özellikteki yapılar hariç diğer yapılarda hasar beklenir.

Tasarım taban kesme kuvveti, depremle birlikte yapıya etkiyen yerçekimi yükünün belirli bir yüzdesi olarak alınır. ASCE 7-95'de tasarım taban kesme kuvveti şöyle belirlenir:

$$V = C_s W \tag{5.61}$$

Burada $C_s$ = sismik tepki katsayısı ve W = toplam ölü yük ve diğer yüklerin uygulanabilir bir bölümüdür. Sismik tepki katsayısı ise aşağıdadır:

$$C_s = \min \left[\frac{1.2F_v A_v}{RT^{2/3}}, \frac{2.5F_a A_a}{R}\right] \tag{5.62}$$

Burada $F_v$ ve $F_a$ yerel zemin koşullarına karşılık gelen saha zemin faktörleridir. $A_v$ ve $A_a$ spectral ivmelere benzeşen sismik katsayılar, R: tepki azaltma faktörü, T: yapının ana periyodudur. Tepki azaltma faktörü daima 1'den büyüktür ve yapının deprem sırasında enerji emmesine ve dağıtmasını dolaylı olarak ölçer. Çeşitli yapı tipleri için çeşitli R değerleri yönetmeliklerde sunulmuştur [ASCE, 2005].

Deprem kuvvetinin olasılıksal dağılımı sahada ve yapıda yer hareketi parametrelerine (ivme ve hız) bağlıdır. Temel sismik tehlike, 50 yıl içerisinde görülen maksimum efektif pik yer ivmesini modellemek için Tip II dağılım ile tanımlanabilir [Cornell, 1969]:

$$G_a(a) = 1 - F_A(a) = 1 - e^{[-(u/a)^k]} \quad (5.63)$$

Burada a yer ivmesini temsil eden rastsal değişken, u ve k dağılım parametreleridir. k parametresi sahaya bağımlıdır ve A.B.D.'de 2.3 ile 3.3 arasında rapor edilmiştir [Algermissen ve ark., 1982; Ellingwood ve Rosowsky, 1996]. Varyans katsayısı W için %7-10 arasında, analiz bilinmezlikleri için %20 civarındadır [Nowak ve Collins, 2000]. V modellenmesinde Tip II rastsal değişken kullanılabilir [Ellingwood ve ark., 1980].

Deprem yükünün modellenmesinde Nowak (1994) ve Ellingwood ve ark. (1980) ağırlık faktörünü 0.3, varyans katsayısını ise 0.7 olarak kullanmışlardır. Scott ve ark. (2003) yük faktörlerinin geoteknik mühendisliğinde yük ve dayanım katsayılarıyla tasarımının düzenlenmesi çalışmasında ağırlık faktörünü 0.25 - 0.35, varyans katsayısını ise 0.9 - 1.1 aralığında kullanmışlardır.

Rüzgar yükü

Rüzgar, atmosferin güneşe bağlı ısınmasından kaynaklanan dünyanın yüzeyine yakın havanın hareketidir. Tasarım amacıyla yapı üzerindeki rüzgar basınçları hesaplanır ve yüklere çevrilir. Rüzgar basıncını hesaplamak için A.B.D.'de kullanılan eşitlikler ülkemizde de benzerlik gösterdiğinden aşağıda verilmiştir [Nowak ve Collins, 2000; ASCE, 2005]:

$$p_z = q_z GC \quad (5.64)$$

$$q_z = 0.613 K_z K_{zt} I V^2 \quad (5.65)$$

Burada $p_z$= tasarım basıncı, $q_z$= hız basıncı (Pa), $K_z$= hız basıncını etkitme katsayısı, $K_{zt}$= topografik faktör, V= temel rüzgar hızı (m/s), I= önem faktörü, G= ani rüzgar faktörü, C= basınç katsayısıdır. Temel rüzgar hızı 50 yıllık tekrar aralığında havaalanı tipi alanlar için yerden 10 m yüksekte 3 saniyelik ani hız olarak tanımlanır.

Rüzgar yükünün modellenmesi için Eş. 5.65'de verilen değişkenlere ait parametreler Çizelge 5.6'da örnek olarak verilmiştir.

Çizelge 5.6. Rüzgar yükü istatistikleri [Ellingwood, 1981]

| Parametre | Ortalama/Nominal | Varyans Katsayısı | Dağılım |
|---|---|---|---|
| $K_z$: Sergileme faktörü | 1.0 | 0.16 | Normal |
| G: Ani rüzgar faktörü | 1.0 | 0.11 | Normal |
| C: Basınç katsayısı | 1.0 | 0.12 | Normal |
| V: Temel rüzgar hızı (50 yıl) | 1.0 | 0.12 | Tip 1 |
| $p_z$: Tasarım basıncı | 0.78 | 0.37 | Tip 1 |

Simiu ve ark. (1980) tarafından A.B.D.'de 129 havalanında rüzgar ölçümlerinin istatistiksel analizi yapılmıştır. Bu çalışmanın sonuçlarına göre ortalama hız 15.0 ile 32.5 m/s arasında, varyans katsayısı ise %7.5 - %35.0 arasında değişmektedir. Ek belirsizlikleri de göz önüne alınarak rüzgar yükü Gumbel olasılık dağılım fonksiyonu ile (veya ekstrem tip I), %30 varyans katsayısında modellenebilir [Phoon ve ark., 1995].

Rüzgar yükü için 50 yıllık ortalama yeniden görülme aralığı göz önüne alındığında ağırlık faktörü ve varyans katsayısı için sırasıyla Nowak (1994), 0.875, 0.2; Scott ve ark. (2003), 0.85 - 0.9, 0.15 - 0.25; Honfi ve Martensson (2009), 0.7, 0.25 değerlerini belirlemişlerdir. Rüzgar yükü Gumbel olasılık dağılım fonksiyonu ile (veya ekstrem tip I) modellenebilir [Nowak, 1994; Phoon ve ark., 1995; Honfi ve Martensson, 2009].

Kar yükü

Kar ağırlığı yapı için özellikle dağlık bölgelerde ve kar iklimi kuşaklarında önemli yüklerdendir. Olağandışı kar yağışı ve yoğunluğunun kar yükü olarak yansıması doğasında belirsizlikleri taşır.

ASCE 7-05 (ASCE, 2005), Kanada'nın Ulusal Yapı Yönetmeliği (Barlett ve ark., 2003), Danimarka Standardı DS 410 (Sorensen ve ark., 2002) gibi birçok yönetmelikte yapısal tasarım için belirlenecek kar yükleri, yer kar yükünü çatı kar yüküne bir faktörle çevirerek hesaplar. ASCE 7-05'de (ASCE, 2005) düz çatılar (eğim ≤ %5) için kar yükü şöyle hesaplanır:

$$p_f = 0.7 C_e C_t I p_g \tag{5.66}$$

Burada $p_f$ = çatı kar yükü, $C_e$ = açığa çıkma faktörü, $C_t$ = termal faktör, I = önem faktörü ve $p_g$ = yer kar yüküdür (kN/m$^3$). Eğimli çatılar için kar yükü şöyle hesaplanır:

$$p_s = C_s p_f \tag{5.67}$$

Burada $p_s$ = eğimli çatı kar yükü ve $C_s$ = çatı eğim faktörüdür. Kar derinliği bilgisinin kar yüküne çevrilmesi için yoğunluk ve yük arasındaki ilişkinin kullanılması gerekir. Fakat bu ilişki oldukça değişkendir. Yaşlanmış karın özgül ağırlığı 0.4 iken, yeni kar için bu değer 0.05 civarında değişmektedir [Ellingwood ve O'Rourke, 1985]. Bu yüzden yoğunluk ve kar derinliği ilişkisi kar yükünün hesaplanmasında ek belirsizlikler getirir.

Olağandışı yer kar yükü olasılıksal modellenmesi için Gumbel, olağanüstü değer tip III, Weibull ve lognormal gibi çeşitli dağılımlar kullanılmıştır [Akbaş, 2007]. ASCE 7.02 Standardı, A.B.D.'de 128 istasyonda gerçekleştirilen çalışmaya (Ellingwood ve Redfield, 1983; O'Rourke ve Stiefel, 1983) göre olağan maksimum yer kar yükünün modellenmesinde lognormal dağılımın uygun olduğunu ve varyans katsayısının %40 ile %120 aralığında ve ortalamasının %77 olduğunu belirtmektedir.

Yer kar yükü çatı kar yüküne bir dönüştürme faktörü yardımı ile çevrilir. Dönüştürücü faktör yerdeki karın derinlik ve yoğunluğunu ile çatıdaki karın derinlik ve yoğunluğunun ölçümlerinin veritabanına dayanmaktadır. O'Rourke ve ark. (1982)

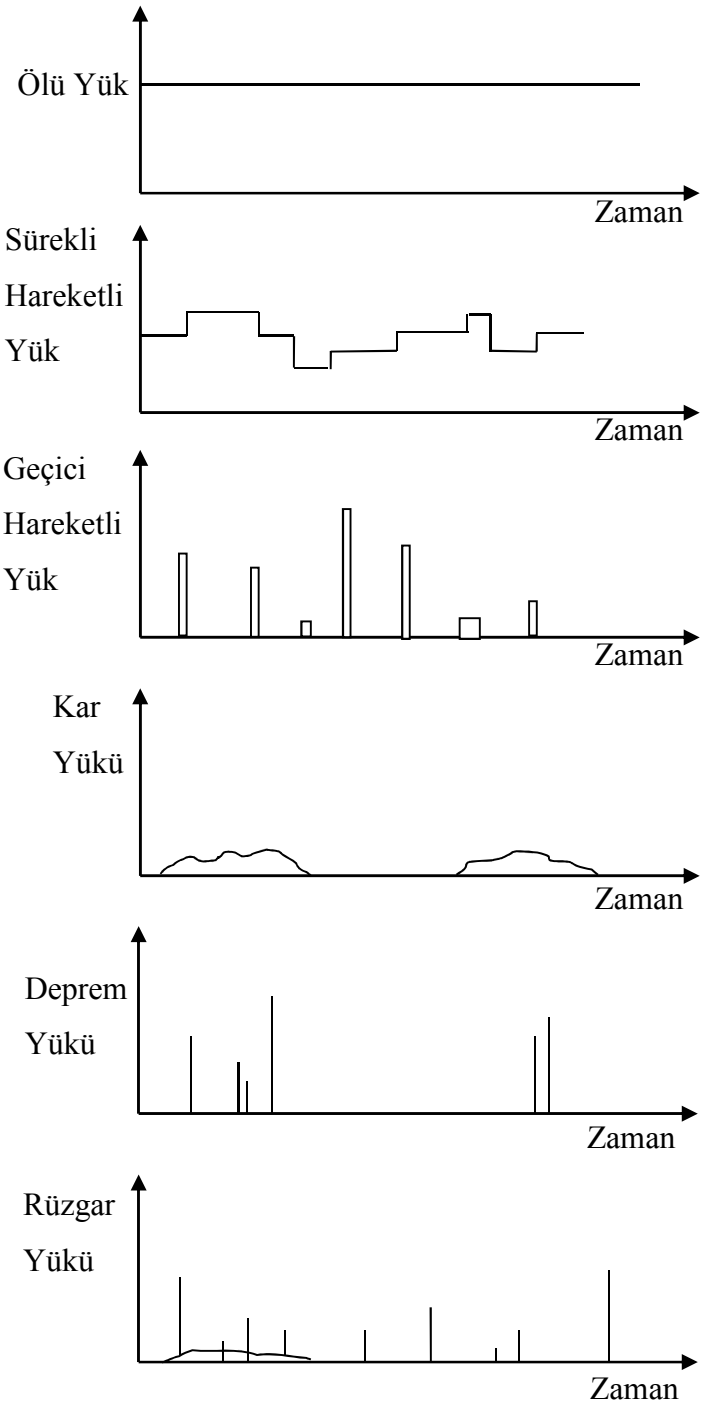
199 yapı üzerinde dönüştürme faktörlerini kullanarak bir çalışma yapmıştır. Buna göre dönüştürücü faktörün lognormal dağılım kullanılarak modellenebileceğini ve bu çalışmanın sonucunda ortalamayı 1.09 ve varyans katsayısını %44 olarak ortaya koymuşlardır.

Yük kombinasyonları

Güvenilirlik analizinde yüklerin zamana göre değişimi ve aynı anda etkime olasılıkları önemlidir. Yükler zamanla değişim içerisindedir ve bütün yüklerin toplam dağılım fonksiyonunu hesaplamak çok zordur [Nowak ve Collins, 2000]. Çeşitli yüklerin zamana bağlı değişimleri örnek olması açısından Şekil 5.11'de verilmiştir.

Yük kombinasyonu hesaplamak için Borges Modeli (Melchers, 1987; Nowak ve Colins, 2000), Turkstra Kuralı (Turkstra, 1970; Turkstra ve Madsen, 1980; Melchers, 1987) gibi yaklaşımlar bulunmaktadır. Geoteknik mühendisliğinde yük modellenmesi istatistiksel olarak ele alındığında kombinasyonlarının sonucunda oluşacak sonuç yüklemelerin dağılımını bilmek olanaklı değildir [Scott ve ark., 2003]. Açık olan bilgi yüklemelerin asla negatif değerler alamayacağıdır. Yükler lognormal dağılım sergilemese bile birkaç pozitif rastsal değişkenin çarpımından oluşan sonucu lognormal dağılım yeterince iyi temsil eder [Scott ve ark., 2003]. Bu amaçla bu çalışma kapsamında yük kombinasyonlarının modellemek için Monte Carlo benzetimi yöntemi kullanılmıştır.

Kar yükünün zamana bağlı modellemesinde Bernoulli ve Poisson gibi süreçler kullanılabilir [Turkstra ve Madsen, 1980; Mori ve Kato, 2003]. Bu modellerde kar yükü belirli bir zaman içerisinde bağımsız olaylar olarak benzetilmektedir. Bernoulli ve Poisson süreçleri kar toplanmasını dikkate almazlar. Bu yüzden kar yükü modellenmesinde süzülmüş Poisson işlemi (FPP) kullanılmıştır. FPP şöyle ifade edilebilir:




Şekil 5.11. Çeşitli yüklerin zamana göre değişimi [Nowak ve Collins, 2000]

$$L_{kar}(t) = \sum_{k=1}^{N(t)} Y_k S(t_k, t_k + \tau_k) \tag{5.68}$$

$$S(a,b) = \begin{cases} 1, & x \in (a,b) \\ 0, & x \notin (a,b) \end{cases} \quad (5.69)$$

Bu eşitliklerde N(t) = (0,t) zaman aralığında gerçekleşen olay sayısı, N(t)'nin oranı $\lambda(t)$ ile gösterilir ve $E[N(dt)] = \lambda_s(t)dt$ olarak ifade edilir. $Y_k$ = Poisson olayının genliğini tanımlayan bağımsız değişken, $t_k$ = gerçekleşme zamanı, $\tau_k$ = k. olayın gerçekleşme süresidir. S(a,b) basamak fonksiyonudur. Yin ve ark. (2008) çalışmasından yararlanarak Eş. 5.68 ve 5.69'daki parametreler için Çizelge 5.7 kullanılmıştır.

Çizelge 5.7. Kar yükünün olasılıksal model parametreleri

| | Genlik, s (mm su) lognormal | Süre t (gün) lognormal |
|---|---|---|
| Ortalama | 38.1 | 2.2 |
| Standart sapma | 10.16 | 0.3 |

Deprem yükünün zamana bağlı modellenmesinde Frechet dağılımı (tip II ekstrem değer dağılımı) kullanılabilir [Ellingwood and Rosowsky, 1996; Yin ve ark., 2008]:

$$P(X < x) = \exp\left[-\left(\frac{x}{\mu}\right)^{-\alpha}\right], x > 0 \; ve \; \alpha > 0 \quad (5.70)$$

Burada x = 50 yıl içerisinde oluşabilecek maksimum pik yer ivmesi, α = sismik tehlike eğrisinin eğimini tanımlayan sahaya özel parametredir. α A.B.D. için 2.3 ile 3.3 arasında değerler almaktadır [Ellingwood and Rosowsky, 1996]. μ, α belirlendikten sonra pik ivme (A) cinsinden ifade edilebilir.

Çizelge 5.8. Sismik tehlike model parametreleri

| A'nın aşılma olasılığı | α | 2.3 | 2.7 | 3.3 |
|---|---|---|---|---|
| 50 yılda %10 | μ / A | 0.376 | 0.435 | 0.506 |
| 50 yılda %2 | μ / A | 0.183 | 0.236 | 0.307 |

Wen (1990), deprem için Poisson sürecini Eş. 5.71 ile tanımlamışlardır:

$$F_{maks}(x) = exp\{-\lambda_{eq} T(1 - F_x(x))\} \quad (5.71)$$

Tek bir deprem olayının dağılım fonksiyonu F(x), Eş. 5.70 ve Eş. 5.71 kullanılarak şöyle tanımlanır:

$$F_x(x) = 1 - \frac{1}{\lambda_{eq} T}\left(\frac{\mu}{x}\right)^{\alpha} \quad (5.72)$$

Depremin ortalama olay oranı $\lambda_{eq}$ yılda 0.05 ile 0.1 arasında kabul edilebilir [Ellingwood and Rosowsky, 1996]. Bu çalışmada 50 yıl (365 x 50 gün) içerisinde $\alpha = 2.3$, $\mu / A = 0.376$, $\lambda_{eq} = 0.05$ alınmıştır.

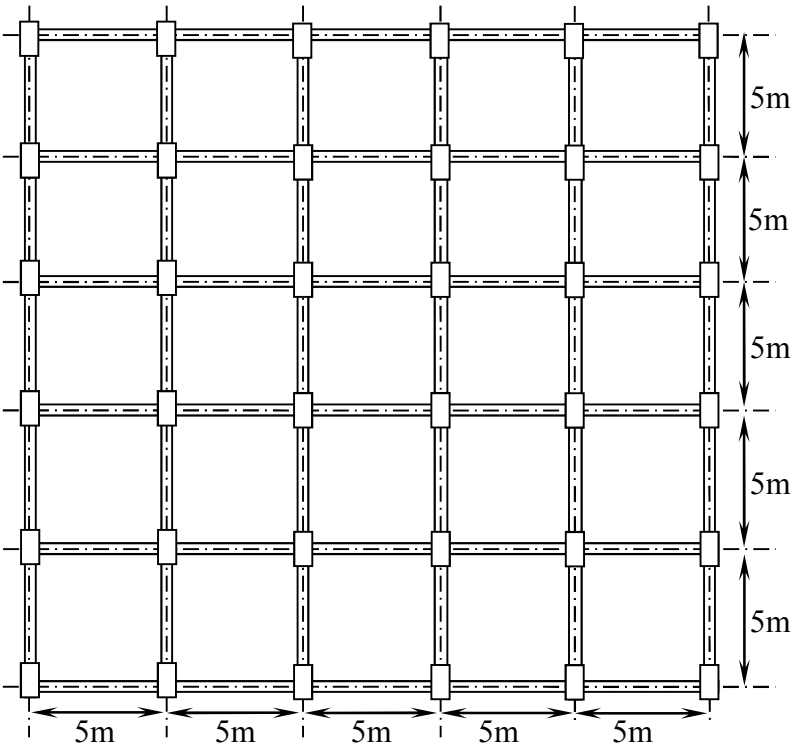
Rüzgar yükünün modellenmesinde Poisson dağılımı kullanılarak, yükün zamana bağlı olasılıksal verileri elde edilebilir:

$$F_{qmaks}(x) = exp\left|-\lambda T\left(1 - F_q(x)\right)\right| \quad (5.73)$$

Burada T = referans zaman, $F_q(x)$ = rüzgar yükünün olasılık fonksiyonu, $\lambda$ = görülme oranınır. Bu çalışmada T = 50 yıl, $\lambda = 0.1$ olarak alınmıştır.

### 5.2.10. Örnek yapı yüklemeleri

Örnek yapı yüklemesi için Şekil 5.12'de gösterilen 1. derece deprem bölgesinde (Bolu) ve kohezyonsuz zemin üzerinde bulunan 15 m toplam yüksekliğinde ($H_N$), 20x20 m plan görünüşündeki geometriye sahip tipik 5 katlı örnek bina bu çalışmada ele alınmıştır. Binanın kat yüksekliği 3 m, döşeme kalınlığı 15 cm'dir, çatı eğimi 30 derecedir. Taşıyıcı sistem 25 adet 30x60 cm boyutlarında kolondan ve 25x50 cm boyutunda kirişlerden oluşmaktadır.




Şekil 5.12. Örnek binanın plan geometrisi

Ölü Yük (D)

Binanın ölü yükünün bulunmasında betonun birim hacim ağırlığı 24 kN/m$^3$ alınarak hesaplanan değerler Çizelge 5.9'da verilmiştir. Olasılıksal ölü yük modellemesinde Bölüm 5.2.8.1'de belirtilen normal dağılım kullanılmış ve varyans katsayısı %10 alınmıştır.

Çizelge 5.9. Örnek bina ölü yükü

| Bina elemanı | Ağırlık (ton) | Bina elemanı | Ağırlık/Yük (ton) |
|---|---|---|---|
| Döşeme | 225.0 | Duvarlar | 113.7 |
| Kolonlar | 46.7 | Çatı | 288.7 |
| Kirişler | 90.0 | Bina ölü yükü | 2666 |

Örnek binanın ölü yüküne ait 1.000.000 adet Monte Carlo benzetimi sonucu elde edilen histogram Şekil 5.13'de verilmiştir.

Hareketli Yük (L)

Çizelge 5.5'de verilen yerleşim amaçlı yapıya ait yük kullanılarak hareketli yük 568.7 ton olarak hesaplanmıştır. Olasılıksal yükleme için Bölüm 5.2.8.2.'de belirtilen Gumbel dağılımı kullanılmış, ağırlık faktörü 0.6 ve varyans katsayısı %35 alınmıştır. Hareketli yükün benzetimi sonucu elde edilen histogram Şekil 5.14'de sunulmuştur.

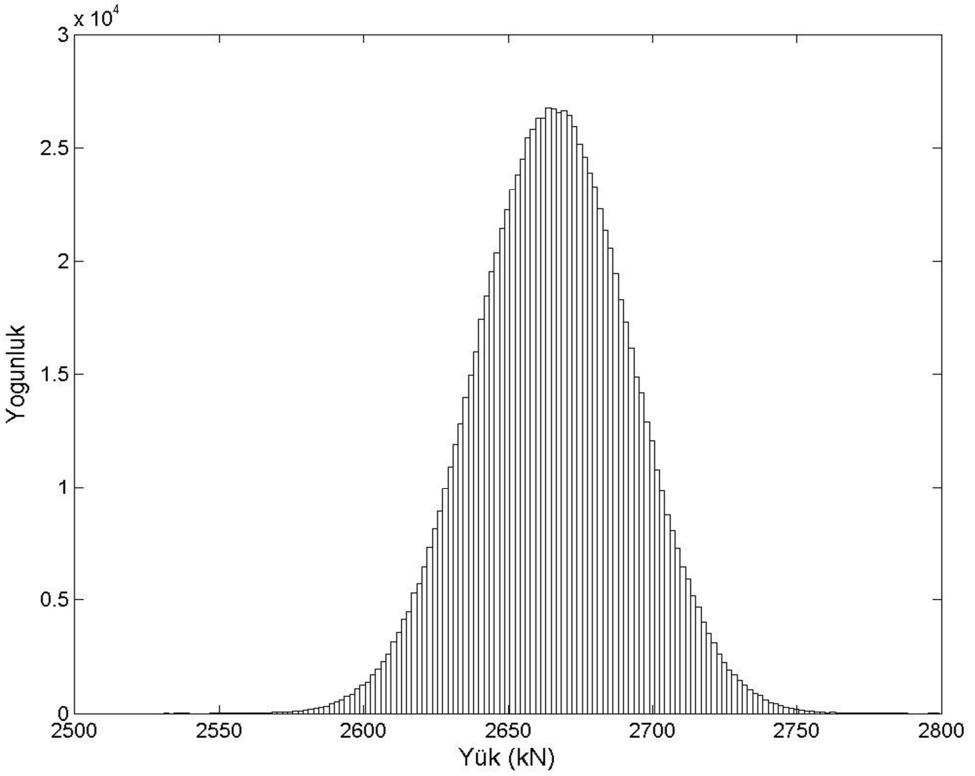
Deprem Yükü (E)

Örnek binaya etkiyen deprem kuvvetlerinin belirlenmesinde Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik (A.B.Y.Y.H.Y., 1998) kullanılarak aşağıdaki hesaplamalar yapılmıştır:

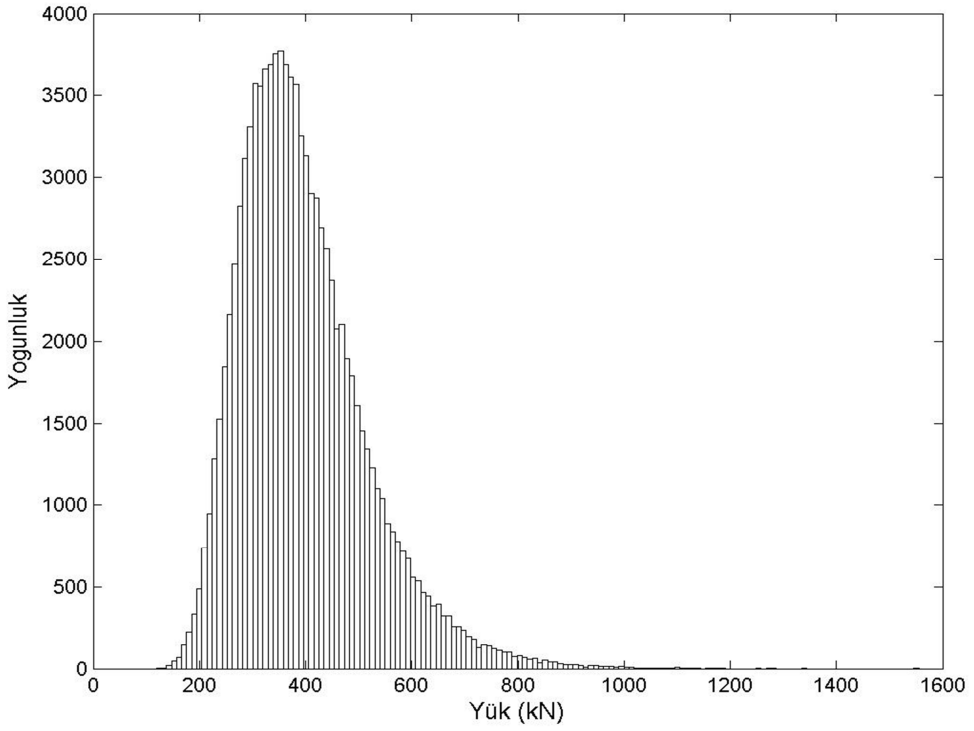
1. ve 2. deprem bölgelerinde eşdeğer deprem yükü yönteminin uygulanabilmesi için toplam bina yüksekliği 25 m'den küçük olmalı ($H_n \leq 25$ m) ve her bir katta burulma düzensizliği katsayısının 2'den küçük olmalıdır ($\eta_{bi} \leq 2.0$). Burulma düzensizliği katsayısı, birbirine dik iki deprem doğrultusunun herhangi biri için, herhangi bir katta en büyük göreli kat ötelemesinin o katta aynı doğrultudaki ortalama göreli ötelemeye oranını ifade eder [A.B.Y.Y.H.Y., 1998]. Deprem kuvvetinin belirlenmesi birinci adımda kat ağırlıklarının hesaplanmasını gerektirir:

$$w_i = g_i + nq_i \tag{5.74}$$

Burada $w_i$ = Binanın i'inci katının, hareketli yük katılım katsayısı kullanılarak hesaplanan ağırlığı, $g_i$ = binanın i'inci katındaki toplam sabit yük, $q_i$ = binanın i'inci katındaki toplam hareketli yük, n = hareketli yük katılım katsayısıdır. TS 498 (1997) göz önünde bulundurularak g = 0.55 t/m$^2$, q=0.21 t/m$^2$ ve n= 0.3 olarak alınmıştır. Yukarıda belirtilen eşitlik yardımıyla normal kat ağırlığını oluşturan unsurlardan kat ağırlığı belirlenerek binanın toplam ağırlığı 5 katın ağırlığı ve çatı yükü ile birlikte aşağıdaki eşitlik yardımıyla 3073 ton olarak hesaplanır:




Şekil 5.13. Örnek bina ölü yük histogramı




Şekil 5.14. Örnek bina hareketli yük histogramı

$$W = \sum_{i=1}^{N} w_i \, (ton) \tag{5.75}$$

Binanın tümüne etkiyen toplam eşdeğer deprem yükü ($V_t$):

$$V_t = \frac{W.A(T)}{R_a(T_1)} \geq 0.10 \times A_0 \times I \times W \tag{5.76}$$

eşitliğiyle verilir. Burada W = binanın hareketli yük katılım katsayısı kullanılarak bulunan toplam ağırlığı, $T_1$ [s] = binanın birinci doğal titreşim periyodu, A(T) = spektral ivme katsayısı, $R_a$(T) = deprem yükü azaltma katsayısı, $A_0$ = etkin yer ivmesi katsayısı, I = bina önem katsayısıdır. Bu denklemde gerekli olan parametreler Çizelge 5.10'da verilmiştir.

Çizelge 5.10. Örnek bina için deprem ve zemin değişkenleri

| Değişken | Değer (A.B.Y.Y.H.Y., 1998) |
|---|---|
| Deprem bölgesi | 1 |
| Yerel Zemin Sınıfı | Z4 |
| Bina önem katsayısı, I | 1.4 |
| Etkin yer ivme katsayısı, $A_0$ | 0.4 |
| Taşıyıcı sistem davranış katsayısı, R | 4 |
| $T_A$ (Z4 için) | 0.20 |
| $T_B$ (Z4 için) | 0.90 |

Çizelge 5.10'da verilen $T_A$ ve $T_B$ yerel zemin sınıfına bağlı spektrum karakteristik periyotlarıdır. Deprem yüklerinin belirlenmesi için esas alınacak olan spektral ivme katsayısı, A(T), Eş. 5.77 ile verilmiştir. %5 sönüm oranı için tanımlanan elastik ivme spektrumunun ordinatı olan elastik spektral ivme, spektral ivme katsayısı ile yerçekimi ivmesinin (g) çarpımına karşı gelmektedir.

$$A(t) = A_0 \times I \times S(T) \tag{5.77}$$

Burada S(T) = spektrum katsayısıdır. Eş. 5.77'de yer alan spektrum katsayısı, S(T), yerel zemin koşullarına ve bina doğal periyodu T'ye bağlı olarak Eş. 5.78 ile hesaplanacaktır.

$$\begin{aligned} S(T) &= 1 + 1.5\,T/T_A && (0 \le T \le T_A) \\ S(T) &= 2.5 && (T_A \le T \le T_B) \\ S(T) &= 2.5(T_B/T)^{0.8} && (T > T_B) \end{aligned} \tag{5.78}$$

Ele alınan örnekte deprem yükleri sistemde çerçeveler ile taşındığı için binanın birinci doğal titreşim periyodunun hesabında kullanılacak olan $C_t$ katsayısı 0.07 alınmıştır. Bina yüksekliği, $H_n$<25 olduğundan binanın birinci doğal titreşim periyodu:

$$T_1 = C_1 {H_N}^{3/4} \tag{5.79}$$

eşitliğiyle bulunur. Eş. 5.78 ve Eş. 5.79 kullanılarak $T_1$ = 0.53s ve $S(T_1)$ = 2.5 elde edilir. Depremde taşıyıcı sistemin kendine özgü doğrusal elastik olmayan davranışını gözönüne almak üzere, spektral ivme katsayısına göre bulunacak elastik deprem yükleri, aşağıda tanımlanan deprem yükü azaltma katsayısına bölünecektir. Deprem yükü azaltma katsayısı, taşıyıcı sistem davranış katsayısına, (R) ve doğal titreşim periyodu, T'ye bağlı olarak aşağıdaki eşitlik ile belirlenir:

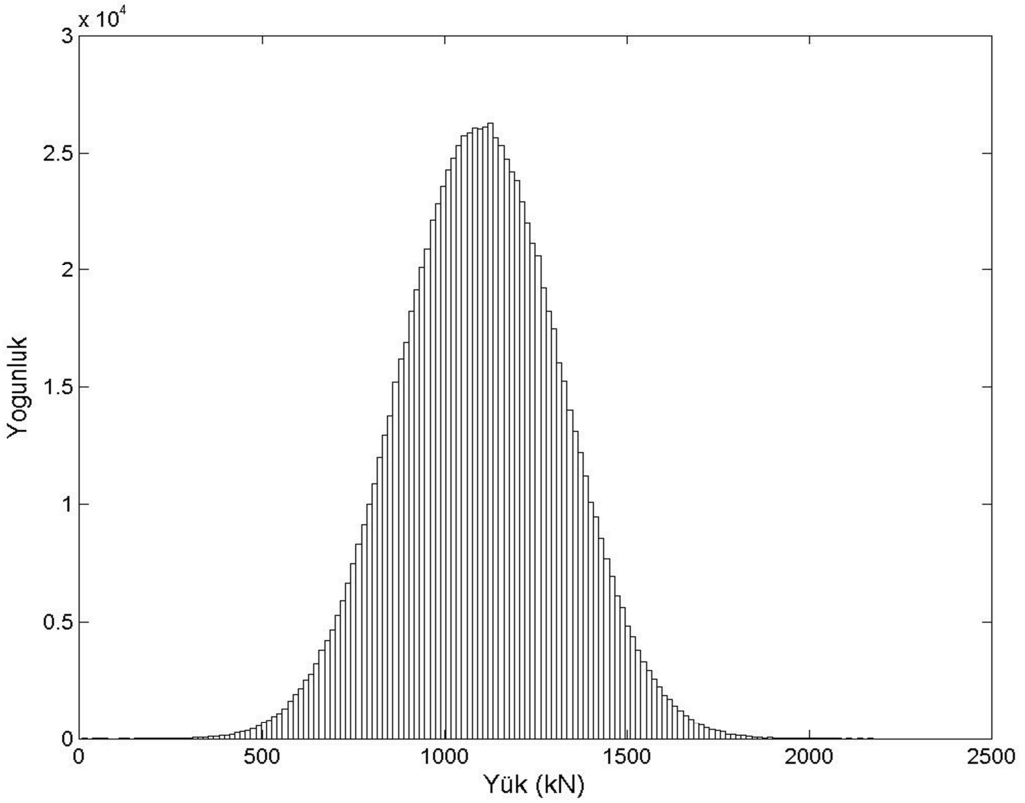
$$\begin{aligned} R_a(T) &= 1.5 + (R - 1.5)\,T/T_A && (0 \le T \le T_A) \\ R_a(T) &= R && (T > T_A) \end{aligned} \tag{5.80}$$

Gözönüne alınan deprem doğrultusunda, binanın tümüne etkiyen toplam eşdeğer deprem yükü (taban kesme kuvveti), $V_t$: aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$V_t = W \times A(T_1)/R_a(T_1) \ge 0.10\,A_0 IW \tag{5.81}$$

$A(T_1)$ parametresi için 1.4 değeri bulunarak; örnek yapı için $V_t$ = 1076 kN olarak hesaplanmıştır.

Olasılıksal yükleme hesaplanmasında deprem yükü için normal dağılım kabülü ile ağırlık faktörü 1.0 ve varyans katsayısı %20 olarak alınmıştır. Örnek binanın deprem yüküne ait 1.000.000 adet Monte Carlo benzetimi sonucu elde edilen histogram Şekil 5.15'de verilmiştir.




Şekil 5.15. Örnek bina deprem yükü histogramı

Kar Yükü (S)

Kar yükü hesap değeri ($P_k$), kar yağışı artış şartlarına göre değişkenlik gösterir. TS 498'e göre 30°'ye kadar eğimli çatılarda kar yükü hesap değeri ($P_k$), kar yükü ($P_{k0}$) değerine eşit kabul edilir ve çatı alanının plandaki düzgün yayılı yükü olarak dikkate alınır. Yatayla α açısı kadar eğim yapan ve kar kaymasının engellenmediği çatılarda kar yükü hesap değeri:

$$P_k = mP_{k0} \tag{5.82}$$

$$P_k = mP_{k0} \tag{5.83}$$

$$m = 1 - \frac{\alpha - 20°}{40°} \tag{5.84}$$

eşitlikleriyle bulunur. Kar yükü değerleri kN/m$^2$ olarak Çizelge 5.11'de verilmiştir.

Çizelge 5.11. Türkiye için kar yükü ($P_{k0}$) değerleri [TS 498, 1997]

| Denizden yükseklik (m) | Bölge No | | | |
|---|---|---|---|---|
| | I | II | III | IV |
| $\leq 200m$ | 0.75 | 0.75 | 0.75 | 0.75 |
| 300 | 0.75 | 0.75 | 0.75 | 0.80 |
| 400 | 0.75 | 0.75 | 0.75 | 0.80 |
| 500 | 0.75 | 0.75 | 0.75 | 0.85 |
| 600 | 0.75 | 0.75 | 0.80 | 0.90 |
| 700 | 0.75 | 0.75 | 0.85 | 0.95 |
| 800 | 0.80 | 0.85 | 1.25 | 1.40 |
| 900 | 0.80 | 0.95 | 1.30 | 1.50 |
| 1000 | 0.80 | 1.05 | 1.35 | 1.60 |
| $\geq 1000m$ | 1000 m'ye tekabül eden değerler, 1500 m'ye kadar %10, 1500 m'den yukarı yüksekliklerde %15 artırılır. | | | |

İllerin bölgelere göre ayrılmış numaraları ise Çizelge 5.12'de verilmiştir.

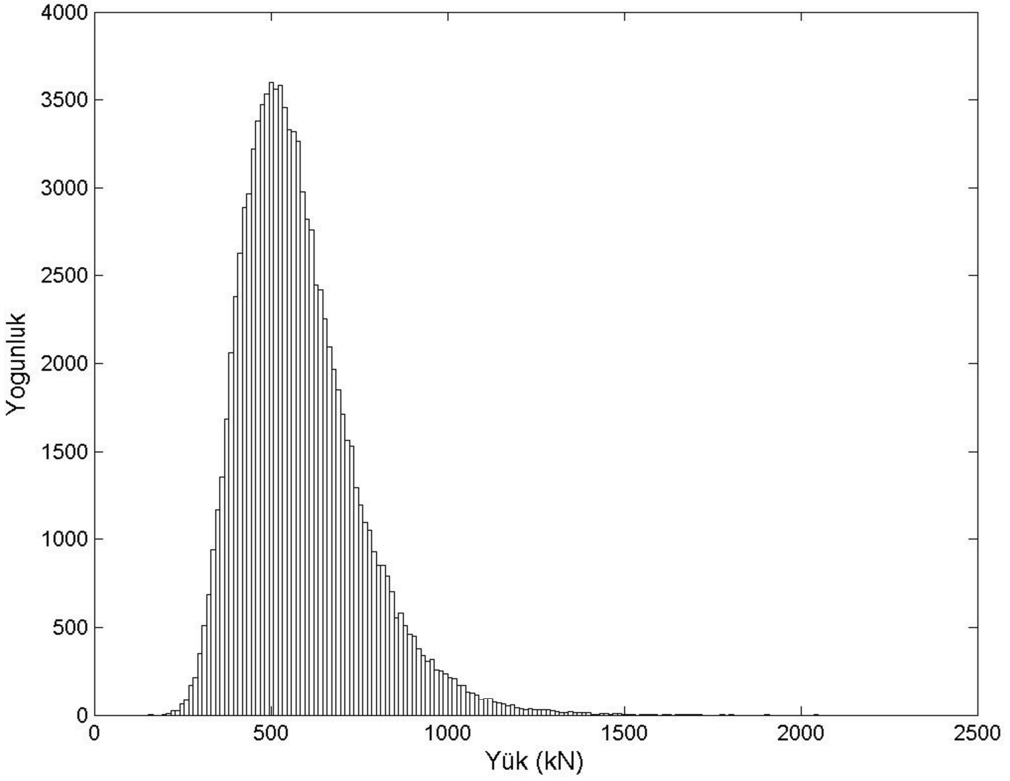
Çizelge 5.12. İllere göre kar yükü bölgeleri

| İl | Bölge No | İl | Bölge No | İl | Bölge No |
|---|---|---|---|---|---|
| Adana | I | Diyarbakır | II | Manisa | I |
| Adapazarı | III | Edirne | III | Kahramanmaraş | III |
| Adıyaman | II | Elazığ | III | Mardin | II |

Çizelge 5.12. (Devam) İllere göre kar yükü bölgeleri

| İl | Bölge No | İl | Bölge No | İl | Bölge No |
|---|---|---|---|---|---|
| Afyon | III | Erzincan | III | Muğla | I |
| Ağrı | IV | Erzurum | III | Muş | III |
| Amasya | III | Eskişehir | II | Nevşehir | I |
| Ankara | II | Gaziantep | III | Niğde | II |
| Antalya | I | Giresun | IV | Ordu | III |
| Antakya | I | Gümüşhane | III | Rize | IV |
| Artvin | IV | Hakkari | IV | Samsun | III |
| Aydın | I | Isparta | II | Siirt | II |
| Balıkesir | I | İstanbul | II | Sinop | III |
| Bilecik | III | İzmir | I | Sivas | III |
| Bingöl | IV | İzmit | II | Tekirdağ | II |
| Bitlis | IV | Kars | IV | Tokat | III |
| Bolu | III | Kastamonu | III | Trabzon | IV |
| Burdur | II | Kayseri | I | Tunceli | IV |
| Bursa | IV | Kırklareli | II | Şanlıurfa | I |
| Çanakkale | I | Kırşehir | I | Uşak | II |
| Çankırı | III | Konya | II | Van | IV |
| Çorum | II | Kütahya | III | Yozgat | III |
| Denizli | II | Malatya | III | Zonguldak | III |

Örnek yapı 30° çatı eğimiyle Bolu'da tasarımı yapılacağı varsayımıyla Eş. 5.84'e göre m = 1 ve Çizelge 5.11 ve Çizelge 5.12'den yararlanarak kar yükü 0.85 kN/m$^2$ değeri elde edilir. Çatı alanı 722 m$^2$ olduğundan kar yükü 613 kN'dur. Olasılıksal yükleme hesaplanmasında Gumbel dağılımı ile ağırlık faktörü 1.1 ve varyans katsayısı %33 olarak alınmıştır. Örnek binanın kar yüküne ait 1.000.000 adet Monte Carlo benzetimi sonucu elde edilen histogram Şekil 5.16'da verilmiştir.




Şekil 5.16. Örnek bina kar yükü histogramı

Rüzgar Yükü (W)

Örnek binaya etkiyen rüzgar yükünün modellenmesinde aşağıdaki formüller kullanılmaktadır [TS 498, 1997]:

$$W = C_f q_z A \quad [\mathrm{kN/m2}] \tag{5.85}$$

Burada W= rüzgar yükü [kN], $C_f$= aerodinamik yük katsayısı, $q_z$= hız basıncı, A= etkilenen yüzey alanıdır. Hız basıncı aşağıdaki eşitlikle verilir:

$$q_z = \frac{\rho v^2}{2g} \quad [\mathrm{kN/m2}] \tag{5.86}$$

Yaklaşık olarak hava birim hacim ağırlığını ρ = 1,25 kg/m$^3$ alınırsa hız, v (m/s):

$$q_z = \frac{v^2}{1600} \quad [\mathrm{kN/m2}] \tag{5.87}$$

Olarak bulunur. Yapı yüksekliği ve türüne göre rüzgar yükü modellenmesinde kullanılan parametreler Çizelge 5.13 ve Çizelge 5.14'de verilmiştir.

Çizelge 5.13. Yüksekliğe bağlı olarak rüzgar hızı ve hız basıncı

| Zeminden yükseklik (m) | Rüzgar hızı, v (m/s) | Hız basıncı, $q_z$ (kN/m$^2$) |
|---|---|---|
| 0-8 | 28 | 0.5 |
| 9-20 | 36 | 0.8 |
| 21-100 | 42 | 1.1 |
| >100 | 46 | 1.3 |

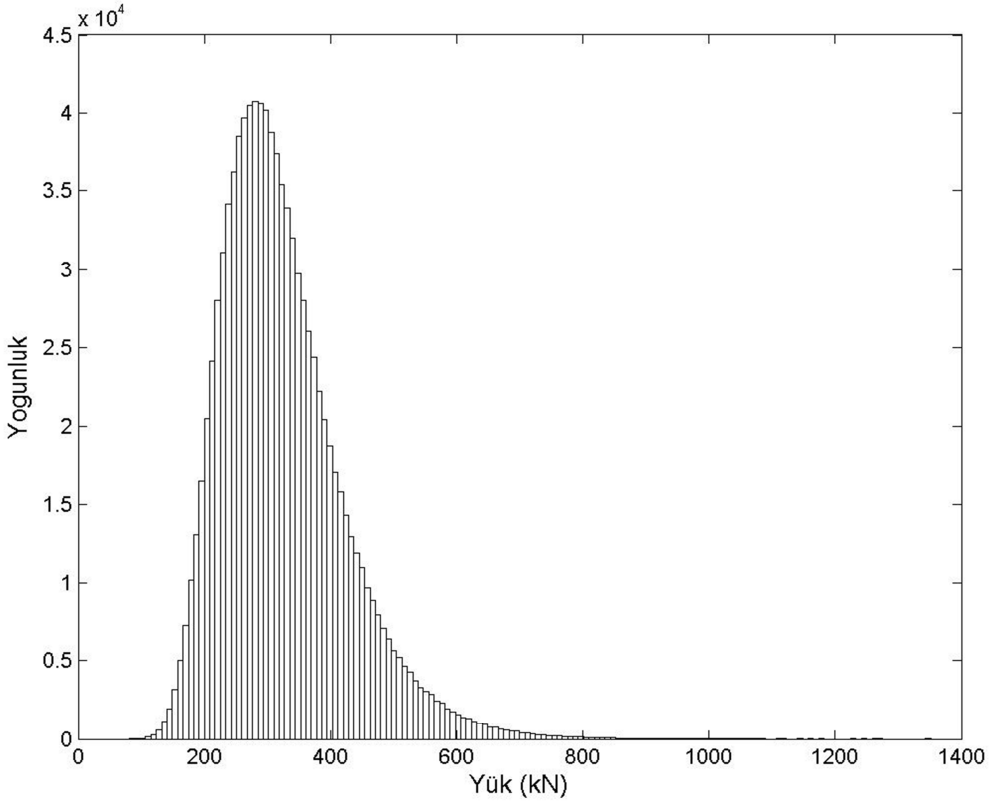
Çizelge 5.14. Aerodinamik yük katsayısı değerleri

| Yapı Cinsi | | $C_f$: Aerodinamik yük katsayısı |
|---|---|---|
| Kapalı Yapı Elemanları - Rüzgar yönüne dikey yüzeylerde | Genel olarak | 1.2 |
| | Kule tipi yapılar | 1.6 |
| Kapalı Yapı Elemanları - Rüzgar yönüne α açısı yapan eğimli yüzeylerde | Genel olarak | 1.2sinα |
| | Kule tipi yapılar | 1.6sinα |
| Kapalı olmayan yapı elemanlarında | | 1.2 |
| Zemin üzerinde serbest duran duvarlar | | 1.6 |

Örnek bina yapı yüksekliği 15 m olduğundan, Çizelge 5.13'den rüzgar hızı 36 m/s, Çizelge 5.14'den ise aerodinamik yük katsayısı 1.2 olarak bulunur. Bu parametreler Eş. 3.71'de yerine koyulacak olursa rüzgar yükü 364 kN bulunur. Olasılıksal yükleme hesaplanmasında Gumbel dağılımı ile ağırlık faktörü 0.7 ve varyans katsayısı %35 olarak alınmıştır. Örnek binanın rüzgar yüküne ait 1.000.000 adet Monte Carlo benzetimi sonucu elde edilen histogram Şekil 5.17'de verilmiştir.

Yük kombinasyonları

Yapı temeline düşey olarak etkiyen yükler ölü, hareketli ve kar yükleridir. Rüzgar ve deprem yükleri yapıya yatay yük ve moment olarak etkir. Daha önceki bölümlerde bahsedilmiş olan yüklerin istatistiksel özellikleri Çizelge 5.15 özetlenmiştir.




Şekil 5.17. Örnek bina rüzgar yükü histogramı

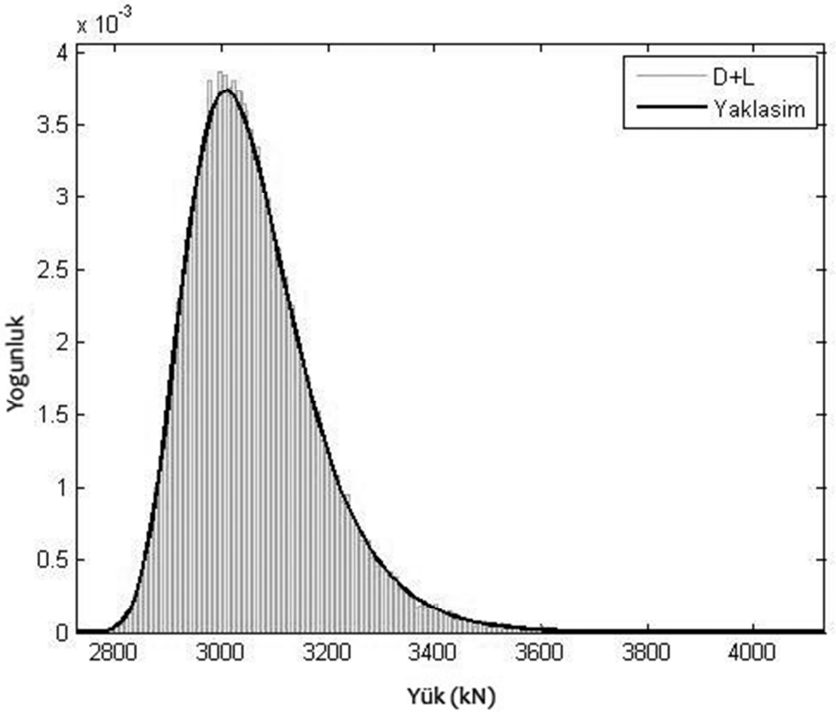
Bu çizelgeden yararlanarak yük kombinasyonları aşağıdaki durumlar için değerlendirilmiş ve yüklerin belirlenmesi için farklı türde dağılımlar bulunduğundan Monte Carlo benzetimi yapılmıştır.

- D1: D+L,
- D2: D+L+E
- D3: D+L+S
- D4: D+L+W

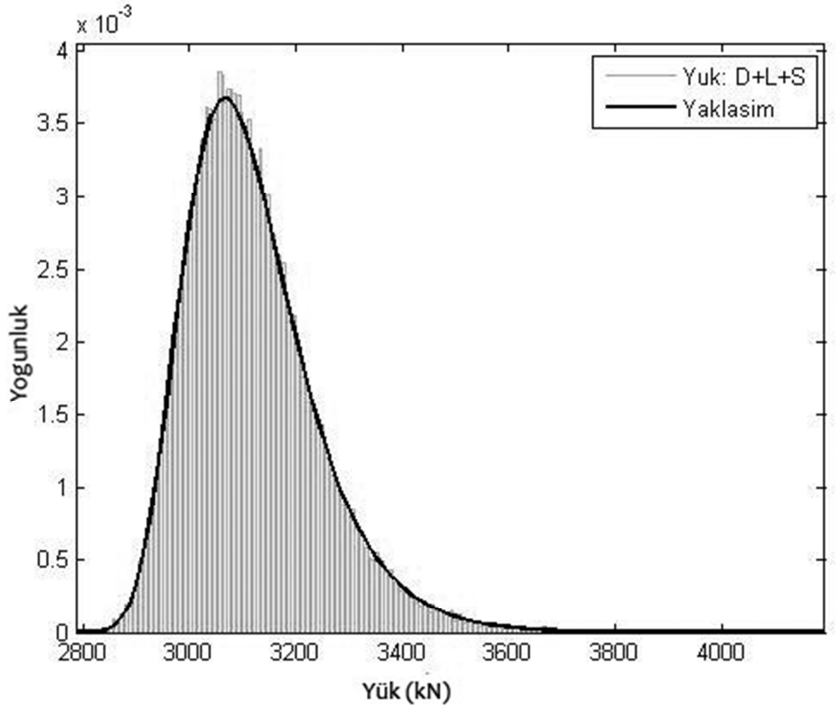
Çizelge 5.15. Yük unsurlarının değişebilirliği nitelendirilmesi

| Yük Unsuru | Dağılım | Ağırlık Faktörü | COV (%) | Referans |
|---|---|---|---|---|
| Ölü | Normal (Gauss) | 1.05 | 8-15 | Nowak (1994); Ellingwood ve Tekie (1999) |
| Ölü | Normal | 1.00 | 3-10 | JCSS (2001) |
| Ölü | Normal | 1.05 | 10 | ASCE 7.05 (2005) |
| Hareketli | Lognormal | 1.00 | 25 | Ellingwood ve Tekie (1999) |
| Hareketli | Gumbel (Tip I) | 0.60 | 35 | JCSS (2001) |
| Hareketli | Gumbel | 1.00 | 25 | ASCE 7.05 (2005) |
| Deprem | Gumbel | 0.30 | 70 | Ellingwood ve ark., (1980); Nowak (1994) |
| Deprem | Normal | 1.00 | 20 | JCSS (2001) |
| Deprem | Frechet (Tip II) | 0.5-1.0 | 50-140 | ASCE 7.05 (2005) |
| Rüzgar | Gumbel | 0.70 | 35 | JCSS (2001) |
| Rüzgar | Gumbel | 0.78 | 37 | ASCE 7.05 (2005) |
| Kar | Gumbel | 1.10 | 33 | JCSS (2001) |
| Kar | Lognormal | 0.20 | 87 | ASCE 7.05 (2005) |

Yapılan benzetim sonuçlarından elde edilen yük değerlerinin olasılık dağılımlarının belirlenmesi gerekmektedir. Veri kümesi için frekans diyagramı oluşturulursa, olasılık yoğunluk fonksiyonu yardımıyla olasılık dağılım modeli belirlenebilir. Yükleme durumlarında bakıldığında D1 ve D3 için düşey yükleme söz konusu olduğundan, bu çalışma kapmasında MATLAB yazılımında Statistics araç kutusunda yer alan dfittool kullanılarak en uygun olasılık dağılım fonksiyonu seçilmiştir (Şekil 5.18 ve Şekil 5.19). D1 ve D3 yaklaşımları için Gumbel dağılımının uygun olduğu belirlenmiştir. Elde edilen dağılımların uyumluluk testi kullanılarak da doğruluğu araştırılmıştır. Verilerinin belirli bir olasılık dağılımı gösterip göstermediğini (uygunluk iyiliği) sınamak için kullanılan Chi-Square, Kolmogorov-Smirnov, Anderson-Darling uyumluluk testleri bulunmaktadır.




Şekil 5.18. D1 yaklaşımı için olasılık dağılım yaklaşımı




Şekil 5.19. D3 yaklaşımı için olasılık dağılım yaklaşımı

Hedef, verilmiş olan bir deneysel olasılık dağılımı gösteren verilerinin, dağılım parametreleri tam olarak bilinen ve tanımlanmış bir teorik ana kütle olasılık dağılımına uyum gösterip göstermediğini sınamakta Kolmogorov-Smirnov testi kullanılabilir. D1 ve D3 için Kolmogorov-Smirnov testi MATLAB programında "kstest" komutuyla uygulanarak %95 güven aralığından sıfır hipotezlerinin kabul edildiği saptanmıştır.

### 5.3. Optimizasyon

Optimizasyon, bir gerçel fonksiyonun en küçük veya en büyük değerini bulmak amacı ile gerçek ya da tamsayı değerlerini tanımlı bir aralıkta belirleyip fonksiyona yerleştirerek sistematik olarak bir problemi çözme işlemidir. Matematiksel olarak bir optimizasyon problemi, $\rho_i(x) \leq 0$, i= 1, 2, 3, …, m şartlarına göre f(x) fonksiyonunu minimize veya maksimize eden $x \in \Omega$ çözümünün bulunması işleminden oluşur:

$$\min \quad f(x) \quad x \in \Omega \tag{5.88}$$

f fonksiyonu $R^n \rightarrow R$ tanımlı minimize veya maksimize etmek istenilen gerçek değerli fonksiyondur ve hedef (amaç) fonksiyonu olarak isimlendirilir. Burada, R: Reel sayılar, $R^n$: n-boyutlu reel vektör uzayıdır. Yaygın hedef fonksiyonlar güvenilirlik, maliyet, ağırlık, boyut ve üretilebilirlik olabilir. x vektörü n adet bağımsız değişkenden oluşmaktadır:

$$x = [x_1, x_2, \dots, x_n]^T \in R^n \tag{5.89}$$

$x_1$, $x_2$, …, $x_n$ değişkenlerine karar değişkenleri denir. Ω kümesi $R^n$ kümesinin alt kümesidir ve kısıt kümesi olarak tanımlanır. Kısıtlar ise fonksiyonu oluşturan değişkenlerin uyması gereken sınırların varlığına işaret eder:

$$\Omega = \{x: h(x) = 0, \ g(x) \leq 0\} \tag{5.90}$$

Bu eşitlikte h ve g fonksiyonel kısıtlardır. Hedef fonksiyon, belirli sınırlayıcılara maruz bulunmaktadır. Kısıtlar, fiziki kanunlar ve sınırlandırmalar veya bağımsız değişkenler üzerindeki uyumluluk şartlarından oluşabilir.

Optimizasyon problemi Ω kümesindeki "en iyi" x vektörünü bularak karar verme problemidir. En iyi x vektörü ile, hedef fonksiyonunda en küçük değer aranıyorsa, minimizasyon, en büyük değer aranıyorsa maksimizasyon adını alır. Maksimizasyon problemi minimizasyon problemine -1 ile çarparak çevrilebilir.

Yukarıdaki tanım genel kısıtlı optimizasyon problemi biçimindedir. Çünkü karar değişkenleri Ω kısıt kümesinde kısıtlanmıştır. Eğer $\Omega = R^n$ olursa bu durumda problem kısıtsız optimizasyon haline gelir.

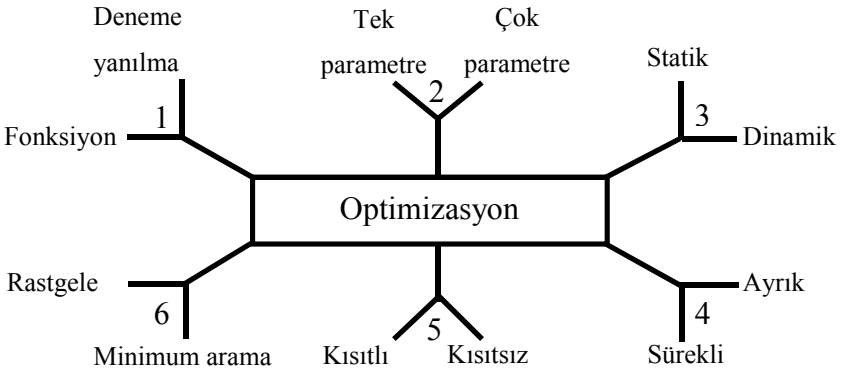
Kısıtsız optimizasyon problemlerinin çözümünde belirlenen iki sayı aralığında fonksiyonun maksimum ya da minimum noktaları aranır. Kısıtlı optimizasyon probleminde ise bir veya daha çok taşıt değeri ya da kısıt fonksiyonu tarafından sınırlanan bir aralıkta fonksiyonu minimum ya da maksimum yapan değerler aranır. Bir eğri [a b] aralığında bir maksimum veya bir minimum nokta barındırırsa, bu aralıktan daha dar bir aralık içinde bulunacak değer optimum nokta olur ama bulunan bu nokta [a b] aralığı düşünüldüğünde minimum değer veya maksimum değer özelliğini taşımaz. Maksimizasyon ya da minimizasyon problemlerinin içine kısıt fonksiyonları sokulduğunda matematiksel işlemler ciddi denebilecek boyutta zorlaşır. Bu nedenle optimizasyon problemlerinin çözümü mühendislik için kolay değildir [Arifoğlu, 2008]. Optimizasyon ve çözüm yöntemleri üzerine birçok kaynaktan (Chong ve Zak, 2001; Pedregal, 2004; Arora, 2004) detaylı bilgi öğrenilebilir.

Optimizasyon problemlerinin çözümleri için, problemin amaç fonksiyonuna (y(x)) bağlı olarak üç farklı programlamadan bahsedilebilir:

• Eğer y(x) ve kısıtlar doğrusal ise, doğrusal programlama söz konusudur.

• Eğer y(x) ikinci derece, kısıtlamalar doğrusal ise, karesel (kuadratik) programlamadan bahsedilebilir.
• Eğer y(x) doğrusal veya ikinci derece ve kısıtlar da doğrusal değilse, lineer olmayan programlamadan bahsedilebilir.

Amaç fonksiyonu içindeki değişken sayısı bir adet ise optimizasyon işlemi 'tek boyutlu optimizasyon', birden fazla ise 'çok boyutlu optimizasyon' olarak adlandırılır. Kısıt bulundurmayan optimizasyon probleminde amaç fonksiyonun türevi alınabiliyorsa problem çözülebilir. Kısıtların olduğu ve amaç fonksiyonun türevinin alınamadığı durumlar için çeşitli teknikler geliştirilmiştir. Bu çözüm tekniklerin genel ayrımı Şekil 5.20'de verilmiştir.




Şekil 5.20. Optimizasyon teknikleri kategorileri

### 5.3.1. MATLAB ortamında optimizasyon

MATLAB$^{TM}$ algoritma geliştirme, veri görselleştirme, veri analizi ve sayısal hesaplama için etkileşimli bir ortam sunan yüksek seviyede teknik hesaplama dilidir. MATLAB programında optimizasyon araç kutusu yardımıyla optimizasyon problemleri çözülebilir. Çözümde kullanılacak yöntemler büyük ölçekli (L), orta ölçekli (M) ve hem büyük hem de orta ölçekli (B) optimizasyon metotları olmak üzere üç ana başlık altında incelenebilir. Çizelge 5.16'da, optimizasyonun matematiksel modelleri ve bu modelleri çözmek için kullanılan MATLAB komutları verilmiştir.

Çizelge 5.16. MATLAB ortamında optimizasyon komutları

| Komut | Optimizasyon tipi | Matematiksel gösterim |
|---|---|---|
| fgoalattain | Hedef programlama (Kısıtlı optimizasyon) | $\min_{x,\gamma} \gamma$<br>$F(x) - w.\gamma \leq hedef$<br>$c(x) \leq 0,$<br>$ceq(x) = 0,$<br>$A.x \leq b,$<br>$Aeq.x = beq,$<br>$lb \leq x \leq ub$ |
| fminbnd | Sayısal (matris değil) optimizasyon | $\min_x f(x)$<br>$x_1 \leq x \leq x_2$ |
| fmincon | Kısıtlı optimizasyon | $\min_x f(x)$<br>$c(x) \leq 0,$<br>$ceq(x) = 0,$<br>$A.x \leq b,$<br>$Aeq.x = beq,$<br>$lb \leq x \leq ub$ |
| fminimax | Minimum-maksimum problemi (kısıtlı optimizasyon) | $\min_x \max_i F_i(x)$<br>$c(x) \leq 0,$<br>$ceq(x) = 0,$<br>$A.x \leq b,$<br>$Aeq.x = beq,$<br>$lb \leq x \leq ub$ |
| fminsearch, fminunc | Kısıtsız optimizasyon (maksimizasyon ya da minimizasyon) | $\min_x f(x)$ |
| fseminf | Yarı kısıtsız optimizasyon (kısıtlı optimizasyon) | $\min_x f(x)$<br>$A.x \leq b,$<br>$Aeq.x = beq,$<br>$lb \leq x \leq ub,$ |

Çizelge 5.16. (Devam) MATLAB ortamında optimizasyon komutları

| Komut | Optimizasyon tipi | Matematiksel gösterim |
|---|---|---|
| | | $c(x) \leq 0$, $ceq(x) = 0$, $K_i(x, w_i) \leq 0, 1 \leq i \leq n$ |
| linprog | Lineer programlama (kısıtlı optimizasyon) | $\min_x f^T x$ $A.x \leq b$, $Aeq.x = beq$, $lb \leq x \leq ub$ |
| quadprog | Karesel (kuadratik) programlama (kısıtlı optimizasyon) | $\min_x \frac{1}{2} x^T + Hx + f^T x$ $A.x \leq b$, $Aeq.x = beq$, $lb \leq x \leq ub$ |

Doğrusal olmayan çok değişkenli fonksiyonun kısıtlı optimizasyonu için fmincon komutu kullanılabilir. Bu çalışma kapsamında da aynı komuttan faydalanılmıştır.

MATLAB fmincon komutu

fmincon komutu, doğrusal olmayan çok değişkenli f(x) hedef fonksiyonunu,

- $c(x) \leq 0$, *doğrusal olmayan eşitsizlikler*
- $ceq(x) = 0$, *doğrusal olmayan eşitlikler*
- $A.x \leq b$, *doğrusal eşitsizlikler*
- $Aeq.x = beq$, *doğrusal eşitlikler*
- $lb \leq x \leq ub$, *alt ve üst limitler*

kısıtları altında minimum yapan “x” değerlerini bulmak için kullanılır. Yukarıdaki ifadeler içinde kullanılan x, b, beq, lb ve ub değişkenleri vektör, A ve Aeq değişkenleri matris, c(x) ve ceq(x) ise vektör boyutunda birer fonksiyondur ve alt programda tanımlanırlar. Aşağıda fmincon komutunun kullanım biçimleri gösterilmiştir [Arifoğlu, 2008]:

*x = fmincon(fun, $x_0$, A, b)*
*x = fmincon(fun, $x_0$, A, b, $A_{eq}$, $b_{eq}$)*
*x = fmincon(fun, $x_0$, A, b, $A_{eq}$, $b_{eq}$ , lb, ub)*
*x = fmincon(fun, $x_0$, A, b, $A_{eq}$, $b_{eq}$ , lb, ub, nonlcon)*
*x = fmincon(fun, $x_0$, A, b, $A_{eq}$, $b_{eq}$, lb, ub, nonlcon, options)*
*x = fmincon(problem)*
*[x, fval] = fmincon(...)*
*[x,f val, exitflag] = fmincon(...)*
*[x, fval, exitflag, output] = fmincon(...)*
*[x, fval, exitflag, output,l ambda] = fmincon(...)*
*[x, fval, exitflag, output, lambda, grad] = fmincon(...)*
*[x, fval, exitflag, output,l ambda, grad, hessian] = fmincon(...)*

Burada,
fun = minimize edilecek hedef fonksiyon,
$x_0$ = x değerlerine ilişkin ilk koşul vektörü,
A, b = doğrusal eşitsizlik kısıtlarına ilişkin matrisler,
$A_{eq}$, $b_{eq}$ = doğrusal eşitlik kısıtlarına ilişkin matrisler,
c, d = doğrusal olmayan eşitsizlik ve eşitlik denklemleri (alt program içine yazılırlar),
lb, ub = x değişkenlerinin alt ve üst sınır değerlerini içeren vektörler,
nonlcon = doğrusal olmayan kısıt fonksiyonu,
options = optimizasyon seçeneklerini içeren yapı,
exitflag = algoritmanın sona erme nedenidir.

exitflag değişkeni aşağıdaki değerleri alır:

- **1:** Uygun bir x çözüm noktasına ulaşıldı.
- **0:** Maksimum sayıda iterasyona rağmen yakınsama sağlanamadı
- **-1:** Optimizasyon çıkış fonksiyonu tarafından sınırlandırıldı
- **-2**: Uygun bir çözüme ulaşılamadı.
- **2:** x'e ilişkin tolerans değerinde taşma var (bu koşul kabul edilirse yakınsama sağlandı)
- **3:** Hedef fonksiyon değeri belirlenen toleransa uygun değil (bu koşul kabul edilirse yakınsama sağlandı).
- **4:** Sınır toleransında taşma var (bu koşul kabul edilirse yakınsama sağlandı)
- **5:** Sınır toleransında taşma var (bu koşul kabul edilirse yakınsama sağlandı)

Output = optimizasyonla ilgili iterasyon sayısı, değerlendirilen fonksiyon sayısı, kullanılan algoritma gibi bilgileri içeren yapı, lambda= x çözümünde Lagrange çarpanını içeren yapı, grad= x değerinde gradyan, hessian= x değerinde hessiandır.

Optimizasyon kısıtlamaları

MATLAB programında optimizasyonda kullanılan kısıtlamalar sınır, doğrusal eşitsizlik, doğrusal eşitlik, doğrusal olmayan kısıtlamalar olmak üzere dört türden oluşur:

*Sınır kısıtlamaları:* Özel bileşenlerin alt ve üst sınırları, $x \geq l$ ve $x \leq u$ biçiminde gösterilir. Sınır kısıtlamaları x ile aynı boyutta vektör olarak yazılmalıdır. Alt limitte herhangi bir sınır verilmemişse "-Inf"; üst limitte herhangi bir sınır verilmemişse "Inf" sınır olarak kullanılmalıdır.

Doğrusal eşitsizlik kısıtlamaları: Doğrusal eşitsizlik kısıtlamaları $A \cdot x \leq b$ biçimindedir. A mxn boyutundaki eşitsizlik kısıtlamalarını içeren matristir. m, x vektörünün n boyutundaki kısıtlamalarıdır. b, m boyutundadır. Doğrusal eşitsizlikler hessianları etkilemez.

Lineer eşitlik kısıtlamaları: Lineer eşitsizlik kısıtlamaları Aeq·x = beq biçimindedir. Lineer eşitlikler hessianları etkilemez. Bu eşitlik sistemidir. Yazım biçimi lineer eşitsizliklerdeki ile aynıdır.

Lineer olmayan kısıtlamalar: Lineer olmayan kısıtlamalar c(x) ≤ 0 ve ceq(x) = 0 biçimindedir. c ve ceq kısıtlamaları temsil eden vektör veya skalardır.

Optimizasyon araç kutusu, eşitsizlik kısıtlamalarını $c_i(x) \leq 0$ ya da A x ≤ b şeklinde kabul etmektedir. Eşitsizliğin büyüktür ile sunulması halinde kısıtlamalar -1 ile çarpılarak istenilen biçimi dönüştürülmelidir. Örneğin $c_i(x) \geq 0$ kısıtlaması -1 ile çarpılarak $-c_i(x) \leq 0$ olarak dönüştürülür.

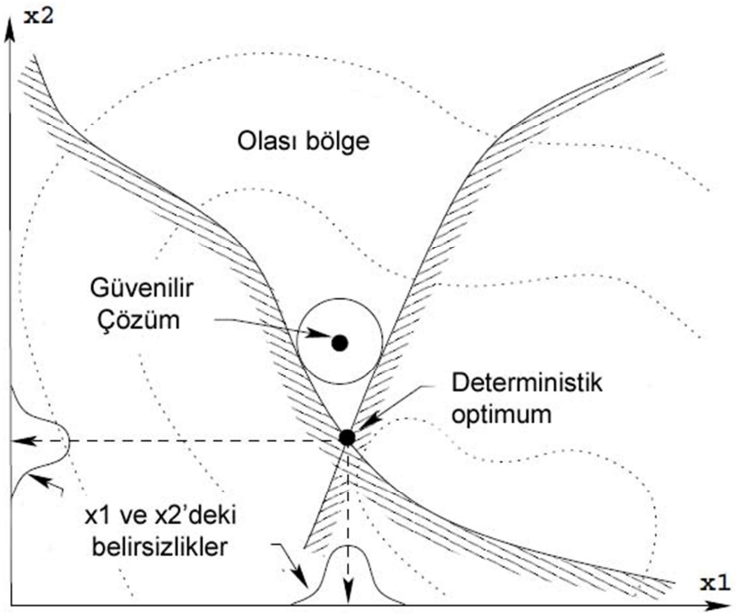
## 5.4. Güvenirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ölçüm, model hatası, zeminin doğasındaki belirsizlikleri tasarımda değerlendirerek istenilen güvenlik seviyesinde en ekonomik tasarımı yapmayı sağlar. RBDO probleminin genel yapısı aşağıdaki şekilde gösterilir [Deb ve ark., 2009]:

$$\begin{aligned} &\min_{x,d} f(x,d,p) \\ &g_j(x,d,p) \geq 0, \qquad j = 1, 2, \ldots, J \\ &h_k(d) \geq 0, \qquad k = 1, 2, \ldots, K \\ &x^l \leq x \leq x^u \\ &d^l \leq d \leq d^u \end{aligned} \tag{5.91}$$

Burada x belirsiz tasarım değişkenleri vektörü, d deterministik tasarım değişkenleri vektörü, p belirsiz parametreler vektörüdür. Deterministik optimizasyon tek bir noktayı işaret ederken güvenirliğe dayalı tasarımda optimizasyonu istenilen güvenlik seviyesine göre bir bölgeden söz edilir. Şekil 5.21'de iki eşitsizlik kısıtına sahip örnek bir problem gösterilmiştir. Şekilden görüleceği üzere genelde optimum çözüm kısıt sınırlarının üzerinde veya kısıtların kesişimindedir. İstenilen güvenilirlik

ölçüsünde (R) kalan olanaklı bir çözüm bulmak için yukarıdaki Eş. 5.91 ile ifade edilen deterministik optimizasyon problemi aşağıdaki şekile çevrilir. v değişkeni ve p parametresindeki belirsizlikler yüzünden hedef fonksiyonu (f) ve kısıtlar ($g_j$) rastsaldır.




Şekil 5.21. Güvenilirliğe dayalı optimizasyon yaklaşımı [Deb ve ark., 2009]

$$\begin{aligned}
&\min_{\boldsymbol{d},\mu_X} f(\boldsymbol{d}, \mu_{\boldsymbol{X}}, \mu_{\boldsymbol{P}}) \\
&P\big(g_j(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{d}, \boldsymbol{p}) \geq 0\big) \geq R, \qquad j = 1, 2, \ldots, J \\
&h_k(\boldsymbol{d}) \geq 0, \qquad\qquad\qquad k = 1, 2, \ldots, K \\
&x^l \leq x \leq x^u \\
&\boldsymbol{d}^l \leq \boldsymbol{d} \leq \boldsymbol{d}^u
\end{aligned} \tag{5.92}$$

Burada $\mu_x$, $\mu_p$, sırasıyla x değişkenleri ve p parametrelerinin ortalamaları, P() x çözümünün birleşik olasılığı, R = istenilen güvenilirlik miktarıdır. $g_j(x, d, p) \geq 0$ kısıtının güvenilirlik teriminin içerisine katılarak olasılıksal kısıta dönüştürülmesi standart bir tekniktir ve kısıtın değiştirilmesi olarak bilinir. Çoklu kısıtlar olduğundan çözüme ait birleşik olasılığın bulunması zor bir matematiksel problemdir ve hesaplanması için yaklaşım yöntemleri kullanılır [Deb ve ark., 2009]. Birçok

güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyon çalışması olasılıksal kısıtı J noktadan oluşan kısıta şöyle dönüştürür:

$$P\left(g_j(\boldsymbol{x},\boldsymbol{d},\boldsymbol{p}) \geq 0\right) \geq R_j \quad \mathrm{j} = 1,2,\ldots,\mathrm{J} \tag{5.93}$$

Burada $R_j$ = j. kısıtın istenilen kısıt olasılığıdır. Yukarıdaki eşitliği çözmede en büyük problem P() olasılığının hesaplanmasıdır. Çözümün güvenirliğinin bütün kısıtlara göre uygun olup olmadığının kontrol edilmesi gerekir. Bunun için öncelikle tek bir kısıta göre çözümün güvenilirlik hesabını ortaya koyulması gerekir. j.nci kısıtta ($P\left(g_j(\boldsymbol{x},\boldsymbol{d},\boldsymbol{p}) \geq 0\right)$) x çözümünün olasılığı (1-$P_J$) olarak yazılabilir:

$$P_j(\boldsymbol{d},\mu_{\boldsymbol{X}},\mu_{\boldsymbol{P}}) = \int_{g_j(d,\boldsymbol{X},\boldsymbol{P})<0} \varphi_{\mu_X\mu_P}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{p})d\boldsymbol{x}d\boldsymbol{p} \tag{5.94}$$

Burada $P_j$ = yenilme olasılığı ve $\varphi_{\mu_{\boldsymbol{X}}\mu_{\boldsymbol{P}}}$ = (x,P)'nin birleşik olasılık yoğunluk fonksiyonudur. Genelde Eş. 5.94'ün analitik olarak çözülmesi olanaklı değildir. Bu sebeple örneklendirerek istatistiksel yaklaşım veya kısıtla çözümün mesafesini hesaplayarak optimizasyona dayalı çözümler getirilmiştir. Bu çözüm yönteminde x ve p'nin değişimlerinin birleşik olasılık dağılımlarına göre N tane farklı örnek çözüm üretilir. Her bir örnek için $g_j$ kısıtı hesaplanır ve geçerliliği kontrol edilir. Eğer N adetten $r_j$ tane durum kısıtı sağlamıyorsa, $P_j$= ($r_j$/N)'dir ve olasılıksal kısıt ($P\left(g_j(\boldsymbol{x},\boldsymbol{d},\boldsymbol{p}) \geq 0\right)$) deterministik kısıt ile şöyle hesaplanır [Deb ve ark., 2009]:

$$1 - \left(r_j/N\right) \geq R_j \tag{5.95}$$

Yöntemin avantajı, oluşturulan örneklerin bütün kısıtlara göre kolayca kontrol edilebilmesidir. Eğer istenilen güvenilirlik düzeyi bire çok yakın değilse yöntem basit ve güzel çalışır. Fakat bu yöntemin dezavantajı $r_j$ miktarını bulmak için gerekli olan örnek sayısının (N) en az $O(1/(1-R_j))$ kadar olmasıdır.

### 5.4.1. Optimizasyon tabanlı güvenilirlik ölçümleri

Güvenilirlik ölçüsünün ana fikri çözüme en yakın kısıt sınırının üzerindeki noktanın belirlenmesidir. Bu nokta genellikle başarısızlığın "en muhtemel noktası" (MPP) olarak tanımlanır. Tek kısıt kabul ederek ve MPP civarında doğrusallık yaklaşımıyla güvenilirlik çözümü hesaplanabilir. Doğrusallık kabulü nedeniyle, bu yöntemler birinci mertebe güvenilirlik yöntemi (FORM) olarak bilinir. Yöntemin çözümü için **X** koordinat sistemi, **U** bağımsız standart normal koordinat sistemine Rosenblatt dönüşümü [Rosenblatt, 1952] yardımıyla dönüştürülmelidir. Standart normal rastsal değişkenler sıfır ortalama ve birim varyans ile karakterize edilir. Bu uzayda, hiper-yüzeye ($g_j(\boldsymbol{x},\boldsymbol{d},\boldsymbol{p})=0$ veya $G_j(\boldsymbol{U})=0$) MPP'de birinci mertebe ile yaklaşılır. Diğer bir deyişle MPP, $P_j=\Phi(-\beta_j)$'nin birinci mertebe yaklaşımı olan güvenilirlik indeksine karşılık gelir.

Performans ölçüm yaklaşımı (PMA)

PMA yaklaşımında MPP bulmak için aşağıdaki optimizasyon probleminin çözülmesi gerekir [Youn ve ark., 2005]:

$$\begin{aligned}&\min \mathrm{G_j}(\boldsymbol{U})\\&\|U\|=\beta_j^r\end{aligned} \tag{5.96}$$

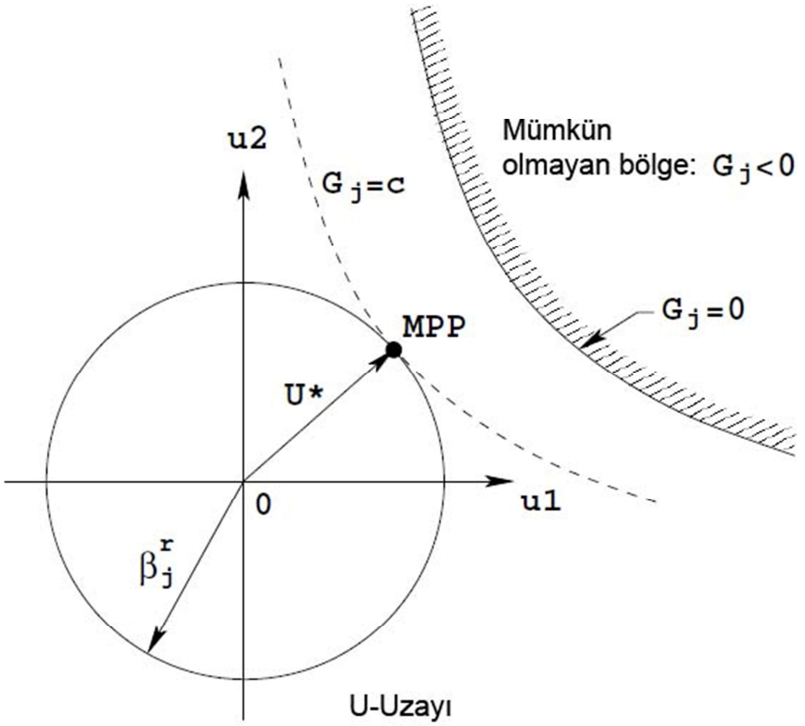
Burada $\beta_j^r$= gerekli güvenilirlik indeksidir ve şu şekilde gösterilir:

$$\beta_j^r=\Phi^{-1}(\mathrm{R_j}) \tag{5.97}$$

Eş. 5.97 $\beta_j^r$ yarıçapındaki çemberin üzerinde olan **U*** noktasını bulur ve $\mathrm{G_j}(\boldsymbol{U})$ ifadesini minimize eder. Orijinal olasılıksal kısıt aşağıdaki ifadeyle yer değiştirir.

$$\mathrm{G_j}(\boldsymbol{U}^*)\geq 0 \tag{5.98}$$

Şekil 5.22'de performans ölçüm yaklaşımı gösterilmiştir. Şekilde kolaylık sağlaması için iki değişken göz önünde bulundurulmuştur.

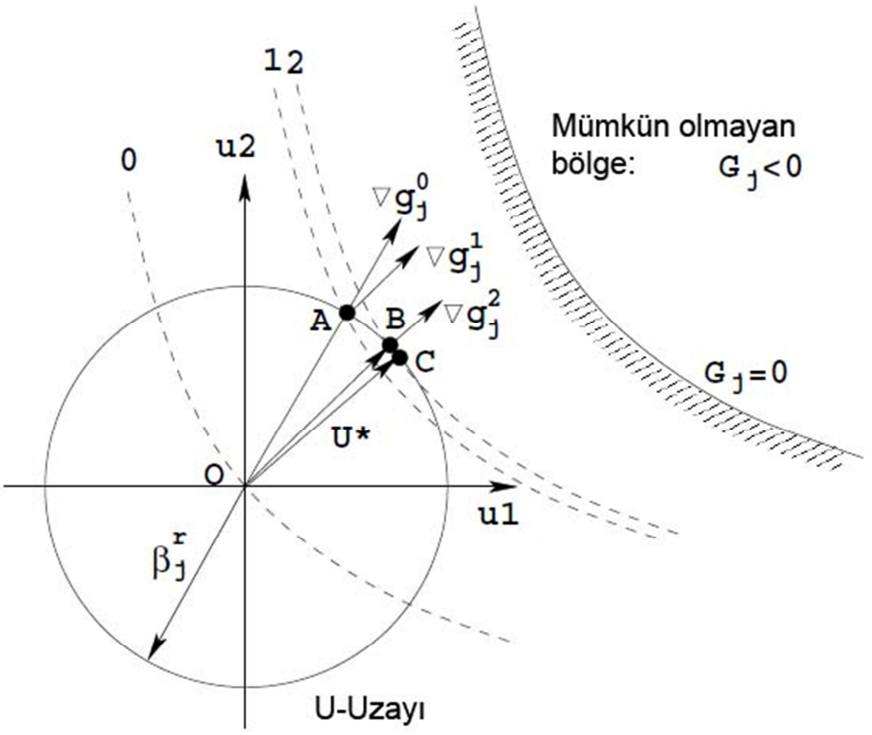



Şekil 5.22. PMA yaklaşımı

**U**-uzayında olasılıksal $g_j$ kısıtı gösterilmektedir. Karşılık gelen kısıt $G_j(u_1, u_2)$ ve olası bölge tanımlanmıştır. Çember $\beta_j^r$ güvenilirlik indeksine karşılık gelen çözümdür. Böylece PMA yaklaşımı $G_j(\mathbf{U})$ fonksiyonunun minimum değeri için çember üzerindeki **U*** noktasını bulur. Eğer karşılık gelen kısıt fonksiyonun değeri negatif değilse (veya $G_j(\boldsymbol{U}^*) \geq 0$ ), $P\left(g_j(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{d}, \boldsymbol{p}) \geq 0\right) \geq R_j$ olasılıksal kısıtının sağlandığı göz önünde bulundurulur [Deb ve ark., 2009].

Hızlı performans ölçüm yaklaşımı (FastPMA)

PMA yaklaşımın hızlı bir türevi olarak Du ve Chen (2004) tarafından geliştirilmiştir ve Şekil 5.23'de gösterilmiştir.



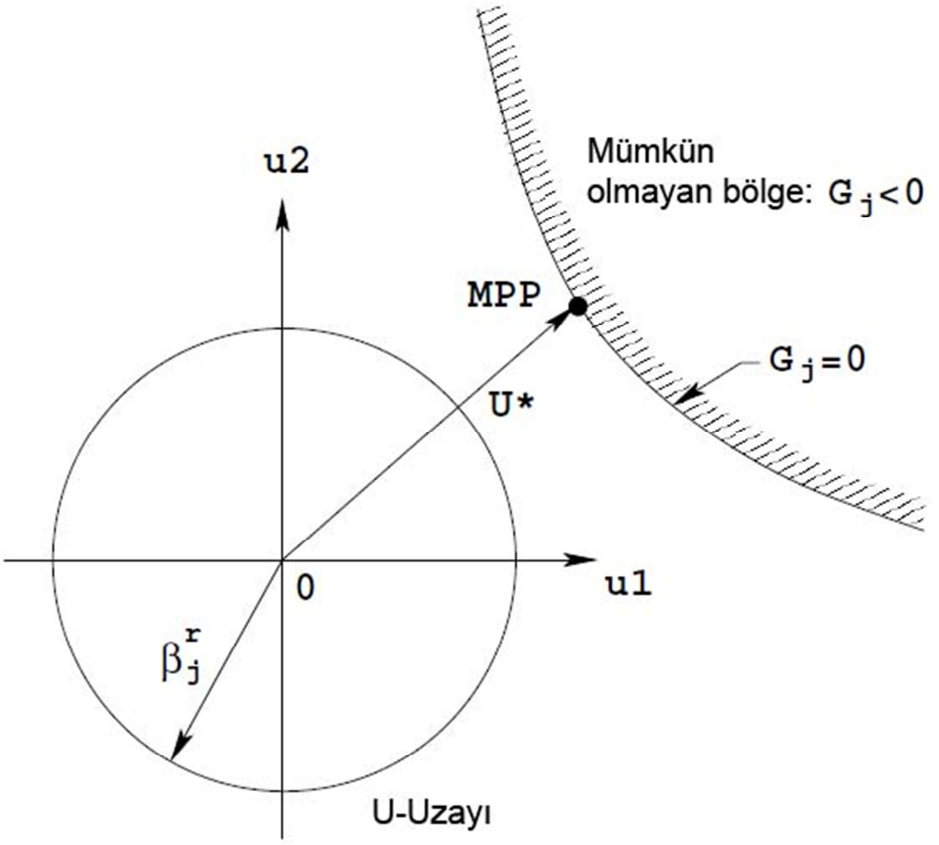

Şekil 5.23. PMA problemi için hızlı yaklaşım

PMA'a hız katmak için her olasılıksal kısıtın ($g_j$) gradyan vektörü ($\nabla g_j^0$) ilk olarak **U**-uzayın orijininde işleme alınır. Bu nokta ile $\beta_j^r$ yarıçapındaki çemberin kesişimi (A noktası) ve yeni noktanın (A) gradyanı ($\nabla g_j^1$) bulunmuş olur. Sonra yeni gradyanın çember ile kesişimi dikkate alınarak ve B noktasında yeni gradyant vektörü ($\nabla g_j^2$) belirlenir. Bu yöntem ardışık gradyan vektörleri arasında önceden tanımlanmış toleransa ($\epsilon_{PMA}$) veya sabit sayıdaki iterasyona ($\eta_{PMA}$) ulaşıncaya kadar devam ettirilir [Deb ve ark., 2009].

Güvenilirlik indeksi yaklaşımı (RIA)

Bu yaklaşım Tu ve ark. (1999) tarafından ortaya koyulmuştur ve aşağıdaki şekilde çözüme gitmektedir (Şekil 5.24):

$$\begin{aligned} &\min\|\boldsymbol{U}\| \\ &G_j(\boldsymbol{U}) = 0 \end{aligned} \tag{5.99}$$




Şekil 5.24. RIA yaklaşımı

MPP **U**-uzayında kısıt eğrisinin üzerinde ve orijine en yakın olan noktayı bularak hesaplanır. Optimum **U*** noktası orjinal olasılıksal kısıtla şöyle değiştirilir:

$$\|\boldsymbol{U}\| \geq \beta_j^r \tag{5.100}$$

Optimizasyon işlemi sırasında istenilen $\beta_j^r$ güvenirlik indeksi ihmal edilir ve kısıt sınırındaki minimum **U** vektörü bulunur. Sonrasında **U*** ile $\beta_j^r$ değeri karşılaştırılır.

PMA yaklaşımından daha çok işlemsel güç gerektirmesine rağmen optimizasyon problemi kısıttan çözümün mesafesini doğrudan verir [Deb ve ark., 2009]. Ayrıca PMA yaklaşımı yalnızca çözümün belirlenen güvenilirlik indeksine göre güvenilir olup olmadığını belirler.

Hızlı güvenilirlik indeks yaklaşımı (FastRIA)

RIA yaklaşımından daha hızlı fakat daha az doğru olan değiştirilmiş yaklaşımdır [Deb ve ark., 2009]. İlk olarak birim çember ($\beta_j^r = 1$ kabul ederek) üzerinde fastPMA yaklaşımına dayanılarak ortalama MPP noktası ($\boldsymbol{U}_{\boldsymbol{PMA}}^{*}$) bulunur. $\boldsymbol{U}_{\boldsymbol{PMA}}^{*}$ üzerinde Newton Raphson yöntemiyle tek yönlü araştırma yapılarak; $G_j(\mathbf{U}) = 0$ olduğu nokta belirlenir. Orjinal çok değişkenli problemin tek değişkenli problem haline çevrilmesinden dolayı hesaplamalar genelde hızlıdır. Sadece U-uzayında kısıt fonksiyonun sayısal türevi gerekir. Yüksek mertebeden doğrusal olmayan kısıtlar için yöntemde bulunan MPP'nin bir yaklaşımdan ibaret olduğu unutulmamalıdır. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yapmak için yukarıda bahsi geçen güvenilirlik çözümlerinin optimizasyon algoritmaları ile etkileşime girmesi gerekir.

### 5.4.2. Çift döngülü yöntemler

Çift döngülü yöntemde iç içe optimizasyon kullanılır. Dış döngüdeki optimizasyon problemin güvenilirlik unsurunu optimize eder ve karar değişkeni vektörü olarak (**x**,**d**) kullanır. Dış döngüde ele alınan her çözüm için iç döngüde optimizasyon işlemine tabii tutularak kısıt değişimi hesaplanır. İç içe geçmiş yapısından dolayı hesaplama yükü fazladır.

### 5.4.3. Tek döngülü yöntemler

Tek döngülü yöntemler optimizasyon görevini birleştirir. Optimizasyon görevi doğru MPP'nin bulunması yaklaşımından oluşur. Orjinal olasılıksal kısıtta aşağıdaki yerdeğiştirme öngörülür:

$$g_j(\bar{\boldsymbol{x}}, \boldsymbol{d}, \bar{\boldsymbol{p}}) \geq 0 \tag{5.101}$$

Burada $\bar{x}$ ve $\bar{p}$, $g_j$'nin **x** ve **p**'ye göre ortalamalardaki türevinden aşağıdaki şekilde hesaplanır:

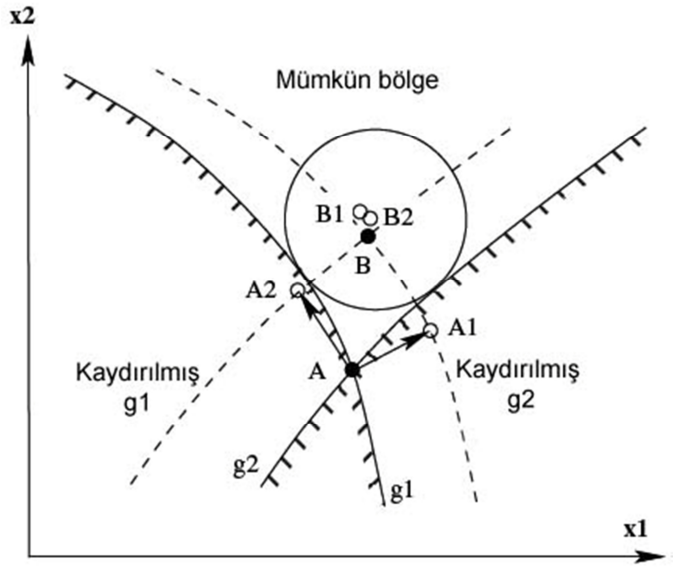
$$\overline{\boldsymbol{x}} = \mu_{\boldsymbol{x}} - \beta_j^r \sigma \frac{\nabla_{\boldsymbol{x}} g_j}{\sqrt{\|\nabla_{\boldsymbol{x}} g_j\|^2 + \|\nabla_{\boldsymbol{p}} g_j\|^2}} \tag{5.102}$$

$$\overline{\boldsymbol{p}} = \mu_{\boldsymbol{p}} - \beta_j^r \sigma \frac{\nabla_{\boldsymbol{p}} g_j}{\sqrt{\|\nabla_{\boldsymbol{x}} g_j\|^2 + \|\nabla_{\boldsymbol{p}} g_j\|^2}} \tag{5.103}$$

Yukarıdaki eşitlikler çift döngülü yönteme yalnızca bir yaklaşım olduğundan, genelde doğru sonuçlar üretemezler fakat çift döngülü yöntemden daha hızlı sonuç verir.

### 5.4.4. Ayrışmış yöntem

Yöntem araştırma uzayında x değişkeni veya p parametresinde belirsizliği göz önüne almadan deterministik optimum sonucu bularak başlar. Her kısıt için PMA veya RIA kullanılarak MPP bulunur. Her kısıt iç optimizasyonunda bulunun MPP noktasına göre değiştirilir. Değiştirilen kısıt problemine göre deterministik optimizasyon çözülür. İkili optimizasyon çözümde iyileştirme sağlanmayıncaya kadar devam ettirilir. Yöntem Şekil 5.25'de gösterilmiştir. Deterministik optimizasyonda bütün kısıtlar karşı gelen MPP noktasını bulmak için göz önünde bulundurulur.




Şekil 5.25. SORA yönteminin çalışma prensibi [Deb ve ark., 2009]

Bundan sonra, karşı gelen kısıtlar bu noktalarda kaydırılır. Optimizasyon problemi yeni B noktasını bulmak üzere çözülmüş olur. Bu yöntem her iki kısıt için B1 ve B2'yi bularak yakınsama olana kadar devam ettirilir. Aşağıda özel ardışık optimizasyon ve güvenilirlik düzenlenmesi (SORA) yaklaşım verilmiştir:

$$\begin{aligned}
&\min_{\boldsymbol{d},\mu_X} f(\boldsymbol{d}, \mu_X, \mu_P) \\
&g_j\left(d, \mu_X - s_j^t, p_{MPP,j}^t\right) \geq 0 \quad \text{j} = 1, 2, \ldots, \text{J} \\
&h_k(\boldsymbol{d}) \geq 0, \quad \text{k} = 1, 2, \ldots, \text{K} \\
&x^l \leq x \leq x^u \\
&\boldsymbol{d}^l \leq \boldsymbol{d} \leq \boldsymbol{d}^u
\end{aligned} \tag{5.104}$$

### 5.4.5. Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu hedef güvenilirlik indeksi için kalibre edilen güvenilirliğe dayalı tasarım katsayılarının deterministik optimizasyonda kullanılarak güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu haline dönüştürülmesinden ibarettir ve aşağıdaki gibi ifade edilir [Wang ve Kulhawy, 2008]:

Amaç fonksiyonu:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, L, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \tag{5.105}$$

Kısıtlar:
ULS: $F_{50} \leq \psi_c^{ULS} Q_{cn}$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$

Burada, $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelen toplam yük, $\psi_c^{ULS}$ = direnç faktörleri, $Q_{cn}$ = nominal net taşıma gücüdür.

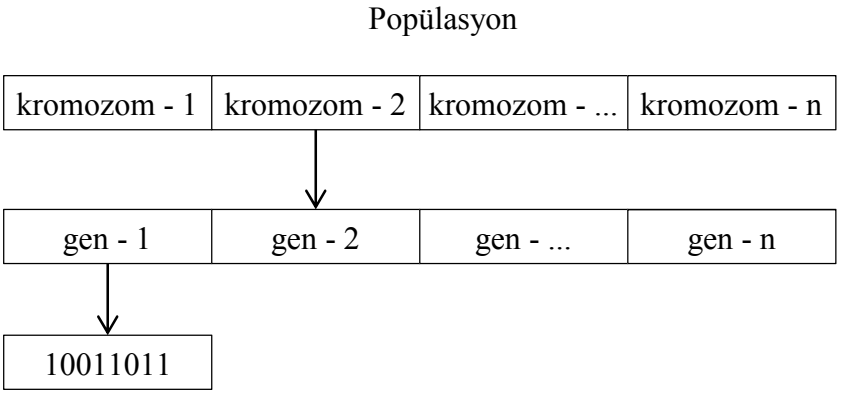
Bu çalışmada güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu analizleri yapabilmek için yük ve dayanım katsayıları kullanılmıştır. Yöntem daha önce anlaılan RBDO yöntemlerine göre basit ve hızlıdır. Tek, çift döngülü ve ayrışmış RBDO yöntemlerinde gradyan hesaplanması gerektiğinden bu yöntemler kullanılmamaıştır. Fakat bu yöntem gradyan hesaplanmasına gerek duymaz. Yöntemin dezavantajı ise hedef güvenilirlik indeksi veya geoteknik analiz parametrelerindeki istatistiksel değişim olması durumunda 6. bölümde anlatılacak olan yük ve dayanım katsayıları için yeniden analiz yapılması gereğidir.

### 5.4.6. Genetik algoritma

Genetik algoritma (GA), rastgele arama tekniklerini kullanarak çözüm bulmaya çalışan, parametre kodlama esasına dayanan bir arama tekniğidir [Goldberg, 1989]. Probleme tek bir çözüm üretmek yerine farklı çözümlerden oluşan bir çözüm kümesi üretir. Böylelikle, arama uzayında aynı anda birçok nokta değerlendirilmekte ve sonuçta bütünsel çözüme ulaşma olasılığı yükselmektedir. Çözüm kümesindeki değerler birbirinden tamamen bağımsızdır. Her biri çok boyutlu uzay üzerinde bir vektördür. Başlangıç popülasyonunun rastgele biçimde oluşturulması kısıtlı optimizasyon problemlerinde çözümün kısıtlar dışına yönelmesine sebep olabilmektedir [Elmas, 2007].

Diğer optimizasyon yöntemlerinden farkı çözüm için tek bir yapının geliştirilmesi yerine, yapılardan meydana gelen bir küme oluşturmasıdır. Problem için olası pekçok çözümü temsil eden bu küme genetik algoritma terminolojisinde popülasyon adını alır (Şekil 5.26). Popülasyonlar vektör, kromozom veya birey adı verilen sayı dizilerinden oluşur. Kromozom, bir yada birden fazla gen yapısının biraraya gelerek çözüme ait bilgi içeren dizidir. Kromozom içerisinde kendi başına bilgi taşıyan en ufak birime ise gen adı verilir. Popülasyondaki bireyler evrimsel süreç içinde genetik algoritma işlemcileri tarafından hesaplanır. Popülasyon içerisindeki kromozom sayısı sabit olup problemin özelliğine göre programcı tarafından belirlenir. Az sayıda kromozom olması çaprazlama sonucundaki birey çeşitliliğini azaltacağından çözüme ulaşmayı engelleyebilir. Fazla sayıda kromozom olması GA'nın yavaşlamasına sebep

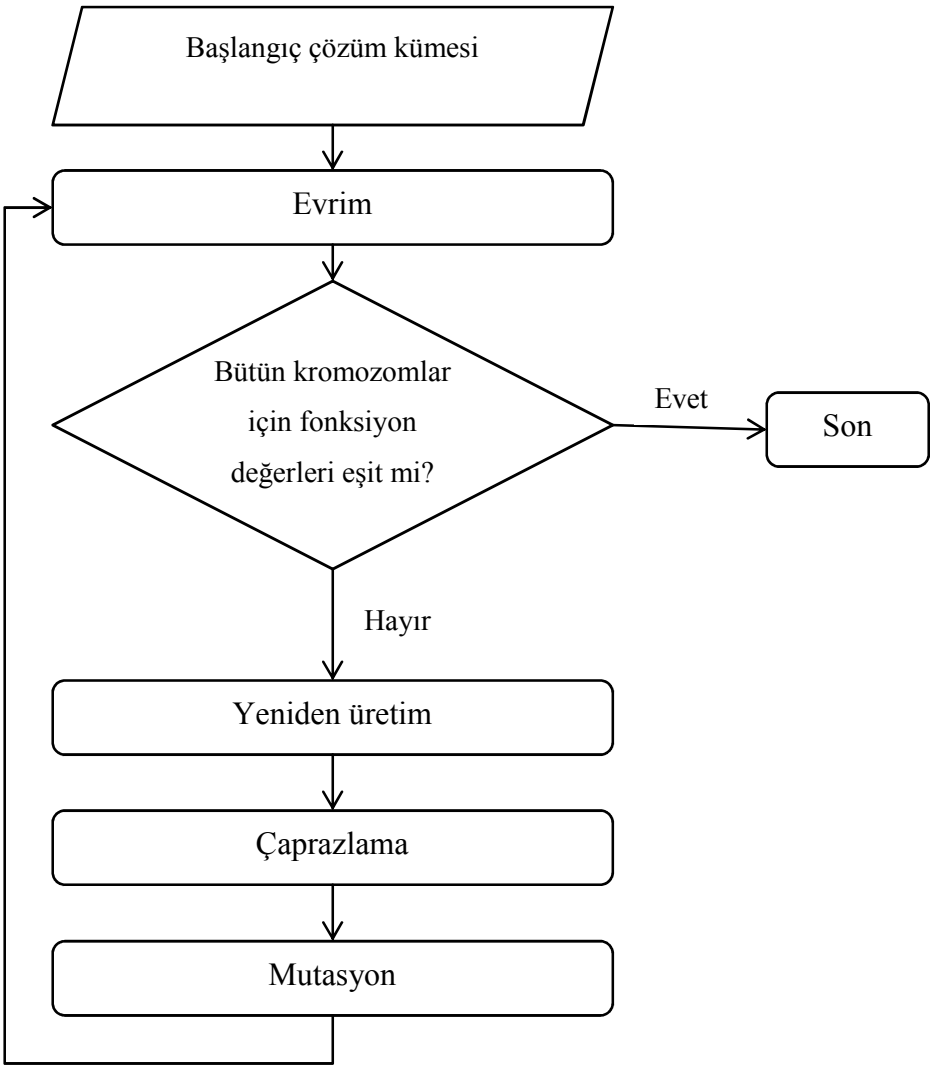
olur. Popülasyonun büyüklüğü yaygın olarak 16 ile 100 arasında kromozom içerecek şekilde seçilir [Haupt ve Haupt, 2004]. Bu çalışmada popülasyon büyüklüğü 100 olarak seçilmiştir.




Şekil 5.26. Popülasyonun yapısı

Genetik algoritmaların problem çözümündeki başarısına karar vermedeki en önemli faktör, problemin çözümünü temsil eden bireylerin gösterimidir. Problemin bireyler içindeki gösterimi problemden probleme değişiklik gösterir. Popülasyon içindeki her bireyin problem için çözüm olup olmayacağına karar veren bir uygunluk fonksiyonu vardır. Uygunluk fonksiyonundan dönen sonuca göre yüksek değere sahip olan bireylere, popülasyondaki diğer bireyler ile çoğalmaları için fırsat verilir. Bu bireyler çaprazlama işlemi sonunda çocuk adı verilen yeni bireyler üretirler (Şekil 5.27).

Çocuk kendisini meydana getiren ebeveynlerin özelliklerini taşır. Yeni bireyler üretilirken düşük uygunluk değerine sahip bireyler daha az seçileceğinden bu bireyler bir süre sonra popülasyon dışında bırakılırlar. Yeni popülasyon, bir önceki popülasyonda yer alan uygunluğu yüksek bireylerin bir araya gelip çoğalmalarıyla oluşur. Aynı zamanda bu popülasyon önceki popülasyonun uygunluğu yüksek bireylerinin sahip olduğu özelliklerin büyük bir kısmını içerir. Böylelikle, pek çok nesil aracılığıyla iyi özellikler popülasyon içersinde yayılırlar ve genetik işlemler aracılığıyla da diğer iyi özelliklerle birleşirler. Uygunluk değeri yüksek olan ne kadar çok birey bir araya gelip, yeni bireyler oluştururursa arama uzayı içerisinde o kadar iyi bir çalışma alanı elde edilir.




Şekil 5.27. Genetik algoritma akış şeması [Yang ve ark., 2005]

Genetik algoritma işlemleri

Genetik algoritma, problemlerin çözümü için evrimsel süreci bilgisayar ortamında taklit etmek için kodlama, seçim, çaprazlama, mutasyon vb. işlemleri kullanır. Bu işlemler aşağıda anlatılacaktır.

*Kodlama*

Genetik algoritmanın bir problem üzerine çalışması için potansiyel çözümünün bilgisayarın işlem yapacağı biçime dönüştürülmesi gerekir. Bu dönüşüm işlemi

kodlama olarak isimlendirilir. İkili, değer, permütasyon ve ağaç kodlaması bulunmaktadır. Bunlardan ikili kodlama en basit ve en yaygın olarak kullanılan türdür [Haupt ve Haupt, 2004]. Bu sebeple bu çalışmada ikili kodlama kullanılmıştır. 1 ve 0'lardan oluşan kromozomlardan ibarettir. Birçok problem için kodlama doğal değildir. Bu sebeple çaprazlama veya mutasyondan sonra düzeltmelerin yapılması gerekebilir.

*Seçim*

Popülasyondaki dizilerden hangilerinin yeni popülasyona aktarılması gerektiği seçim mekanizması ile sağlanır. Genellikle popülasyon üzerinde uygulanan ilk işlemdir. Rulet tekerleği, orantılı, sıralı, turnuva ve denge durumu seçim mekanizması literatürde bulunan seçim tekniklerinden en yaygın olanlarıdır [Mitchell, 1998].

Genetik algoritmada yaygın ve basit olduğundan bu çalışmada rulet tekerleği seçim mekanizması kullanılmıştır. Rulet tekerleği yönteminde tekerlek n adet parçaya bölünür. Her parça diziyi temsil eder. Her dizinin uygunluk değeri toplam uygunluk değerine bölünür. Yığın içindeki her dizinin çözüm kümesi değerlerine göre yeri bulunur. Diziler uygunluk değerine bakılarak yüzdelik olarak tekerlekte temsil edilir. Tekrar üretme için rulet tekerleği döndürülür. Sıfırla toplam uygunluk arasında rastgele bir sayı üretilerek bu sayının tekerleğin hangi parçasına karşılık geldiği göz önünde bulundurularak kromozom seçilir [Elmas, 2007]. Rulet tekerleği seçim yöntemi çözüm değerlerinin farklı yönlerde aranmasına sebep olduğundan zamansız yakınmasaya sebep olabilmektedir.

*Çaprazlama*

Çaprazlama iki kromozomun birleştirilmesiyle yeni bir kromozom elde edilmesidir. Mevcut kromozomlardaki iyi karakteristiklerin alınarak yeni kromozoma aktarılmasını sağlar. Evrim sürecinde çaprazlama olasılığı kullanıcı tarafından belirlenir. Literatürde tek noktalı, çok noktalı, pozisyona dayalı, sıraya dayalı, kısmi planlı çaprazlama türleri bulunmaktadır [Elmas, 2007].

Bu çalışmada pozisyona dayalı çaprazlama kullanılmıştır. Bu çaprazlamada rastsal ikili sistemde vektör üretilerek, vektörün 1 olan değeri için birinci kromozomdan, 0 olan değeri için ikinci koromozondan seçim yapar ve yeni bir vektör olarak birleştirir. Örneğin:

ebeveyn1 = [a b c d e f g h], ebeveyn2 = [1 2 3 4 5 6 7 8] ikili vektör [1 1 0 0 1 0 0 0] olduğunda çaprazlama sonucunda oluşacak çocuk şöyledir:

çocuk1 = [a b 3 4 e 6 7 8]

*Mutasyon*

Mutasyon çaprazlama işleminden sonra kullanılır. Kromozomdaki genetik çeşitliliğin diğer nesile aktarılmasını sağlar. Kullanıcı tarafından belirlenen mutasyon olasılığına göre gerçekleşir. Mutasyon sonucunda kromozomdaki genler değişikliğe uğrar ve gen havuzunda yeni genlerin oluşmasına sebep olur. Böylelikle GA mutasyondan önceki durumdan daha iyi sonuca ulaşabilir. Mutasyon olasılığının 0.01 gibi küçük değerleri başlangıç için tercih edilebilir. En yaygın kullanılan türü rastgele bit mutasyonudur. Mutasyon olasılığına göre kromozom dizisinin rastsal seçilen elemanlarının 0 yerine 1, 1 yerine 0 ile değiştirilmesi işlemidir. Örneğin:
çocuk1 = [1 1 0 0 0 **0** 1 0 1 1 ] kromozomu mutayon sonrasında
çocuk1= [1 1 0 0 0 **1** 1 0 1 1 ] biçimini alır.

Mutasyon seçeneklerinden bazıları sınır, Gauss, tekdüze ve uyarlanabilir fonksiyonlardır. Bu çalışmada Gauss mutasyon fonksiyonu kullanılmıştır. Bu yöntemde seçilen gene Gauss dağılımından rastgele değer eklenir. Genin kullanıcı tarafından tanımlanmış alt ve üst limitlerinin dışında olan değerleri kırpılır.

<u>Ceza fonksiyonu</u>

Kısıtlı optimizasyon problemlerinin çözüm yöntemlerinden birisi ceza fonksiyonları kullanmaktır. Ceza fonksiyonu işleminde, kısıtlı optimizasyon probleminde bulunan

kısıtlar amaç fonksiyonuna dahil edilerek, kısıtsız optimizasyon problemi biçimine dönüştürülür. Yöntem aşağıdaki şekilde ifade edilir [Snyman, 2005]:

$$
\begin{aligned}
&\min_{x,d} P(x,d,p) \\
&g_j(x,d,p) \geq 0, \qquad j = 1, 2, \ldots, J \\
&h_k(d) \geq 0, \qquad k = 1, 2, \ldots, K \\
&P(x,\rho,\beta) = f(x) + \sum_{j=1}^{r} \rho_j h_j^2(x) + \sum_{j=1}^{m} \beta_j g_j^2(x) \\
&\rho_j \square 0; \quad \beta_j = \begin{cases} 0, & g_j(x) \leq 0 \\ u_j \gg 0, & g_j(x) > 0 \end{cases}
\end{aligned}
\tag{5.106}
$$

Burada x belirsiz olan tasarım değişkenleri, p belirsiz tasarım değişkenleri seti, d deterministik tasarım değişkenleri, j, k = değişken sayısı, $\rho_j$, $\beta_j$ceza parametreleri, $h_j(x)$, $g_j(x)$ = parçasal ceza fonksiyonları, $P(x,\rho,\beta)$ ceza fonksiyonudur. Kısıtsız optimizasyon probleminin çözümü x*(ρ, β)'dır.

Bu çalışmada gerçekleştirilen genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu işlemlerinde hedef güvenilirlik indeksi kısıt olarak etkitilmek yerine ceza fonksiyonu kullanılarak kısıtsız optimizasyon problemine dönüştürülmüştür. Diğer ULS, SLS ve geometrik kısıtlar da aynı ceza fonksiyonu uygulamasıyla optimizasyon problemlerinde değerlendirilmiştir. Böylelikle güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu problemi, ceza fonksiyonu kullanarak kısıtsız optimizasyon problemi haline gelmiştir.

## 5.5. Özet

Bu bölümde güvenilirliğe dayalı tasarım için gerekli olan olasılık teorisinin unsurlarına yer verilmiştir. Rastsal değişkenin temel özellikleri, normal ve lognormal rastsal değişken tanımlanmıştır. Hedef yenilme olasılığının belirlenmesinde kullanılabilecek yöntemler ortaya koyulmuştur. Güvenilirlik indeksinin hesaplanmasında birinci derece güvenilirlik yöntemi (FORM) ve Monte Carlo benzetim yöntemleri anlatılmıştır. Yük ve direnç faktörlerinin belirlenmesine olanak

veren basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarım biçimi anlatılarak kalibrasyon çalışmasının yapılışı sunulmuştur. Ölü, hareketli, deprem, rüzgar ve kar yükünün rastgele değişken olarak kullanılmasında gerekli olan parametreler ve dağılımlar lüteratürden derlenmiştir. İstatistiksel yüklemenin kombinasyon olarak uygulanmasında gerekli olan zaman ve dağılımlara değinilmiştir. Örnek bir bina için istatistiksel yüklemeler dikkate alınarak Monte Carlo benzetimi yardımıyla binaya etkiyen yük kombinasyonları hesaplanmıştır.

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için tek, çift ve ayrışmış çözüm yöntemleri açıklanmıştır. Bu yöntemler için amaç fonksiyonu gradyanının hesaplanmasına gerek duyulduğundan analizlerde kullanılmamıştır. Bu sebeple yük, dayanım katsayıları ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yöntemlerine değinilmiştir. Genetik algoritmada kullanılan kodlama, seçim, çaprazlama, mutasyon ve ceza fonksiyonu işlemleri anlatılmıştır.

# 6. SIĞ TEMELLERİN DEPREM YÜKLERİ ETKİSİNDE GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIMI

## 6.1. Giriş

Sığ ve derin temellerin eksenel basınç ve çekme kuvvetleri altında ULS ve SLS şartlarına göre güvenilirliğe dayalı tasarımı Phoon ve ark. (1995) ve Akbaş (2007) tarafından kapsamlı bir biçimde çalışılmıştır. Fakat literatürde kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımıyla ilgili bir çalışmalar (Massih ve ark., 2008) sınırlıdır. Diğer taraftan sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde tasarımı birçok bilinmezliği barındırdığından geleneksel tasarım yöntemleriyle yapılan çözümler şüpheci bir yaklaşımla ele alınmalıdır. Bilinmezliklerin örtüsü olan güvenlik katsayısı deprem gibi bir durumda sığ temel tasarımının kurtarıcısı olarak görülmemelidir.

Bu sebeplerle tasarımda kullanılan her bir bilinmezlik içeren değişkenin istatistiksel özellikleri araştırılarak kohezyonsuz zeminlerde yer alan sığ temellerin deprem kuvveti etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı nahai sınır denge için ele alınmıştır. Deprem kuvvetlerinin hesaplanmasında Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik (1998) kullanılarak temele etkiyen yükler belirlenmiştir. Güvenilirliğe dayalı tasarım eşitliklerini geliştirmek için kullanılan adımlar aşağıda verilmiştir:

- Tasarım için gerçekçi bir model seçilir.
- Tasarım değişkenlerinin olasılıksal tanımlayıcıları belirlenir.
- Tasarım problemindeki her bir değişken için güvenilirlik indeksinin değişimi parametrik olarak ele alınır.
- Tasarımlarda güvenilirlik indeksinin değişimi belirlenir.
- Her kalibrasyon kümesindeki hedef güvenilirlik seviyesi sağlanana kadar güvenilirliğe dayalı tasarım eşitliklerindeki direnç faktörleri değiştirilerek hedef güvenilirlik elde edilmiş olunur.

Bu bölümde geliştirilen dayınım parametreleri kullanılarak örnek güvenilirliğe dayalı tasarım hesaplaması EK-1'de verilmiştir.

### 6.2. Sığ Temellerin Deprem Yükleri Altında Güvenilirliğe Dayalı Tasarımı

Sığ temellerin drenajlı yükleme koşullarında taşıma gücü aşağıdaki eşitlik ile ifade edilebilir:

$$Q_c = Q_{tc} - W \tag{6.1}$$

Burada $Q_c$ = net taşıma gücü, $Q_{tc}$ = taşıma gücü, W = temel ve temel için kazılan zemin ağırlığıdır. Eş. 6.1'de yer alan sığ temellerin brüt taşıma gücü ise kohezyonsuz zeminlerde şu şekilde tanımlanır:

$$Q_{tc} = \begin{pmatrix} 0.5B\gamma N_\gamma \zeta_{\gamma r}\zeta_{\gamma s}\zeta_{\gamma i}\zeta_{\gamma t}\zeta_{\gamma g}\zeta_{\gamma d} + \\ \gamma D N_q \zeta_{qr}\zeta_{qs}\zeta_{qi}\zeta_{qt}\zeta_{qg}\zeta_{qd} \end{pmatrix} \text{BL} \tag{6.2}$$

Bu eşitlikte geçen model parametrelerinin tanımı ve detaylı incelemesi 3. bölümde yapılmıştır. Deprem kuvvetleri etkisinde taşıma gücü faktörlerinde azalma olması beklenmektedir [Soubra, 1999; Choudhury ve Subba Rao, 2005; Ghosh, 2008]. Bu durum alt bölüm 6.2.1'de incelenecektir. Nihai limit durumu, drenajlı basınç kapasitesinin uygulanan nihai yüke eşit olması olarak tanımlanır. Eğer drenajlı basınç kapasitesi uygulanan yükten daha az ise sığ temel yenilmeye maruz kalır. Tersi durum olarak, uygulanan yük drenajsız basınç kapasitesinden daha küçükse temel taşıma gücü (nihai limit) açısından tatmin edici performans sergiler. Yukarıda anlatılanlar performans fonksiyonu (P) olarak şöyle tanımlanabilir:

$$P = Q_c - F \tag{6.3}$$

Burada F = temele etkiyen ölü, hareketli ve deprem yük unsurlarıdır.

### 6.2.1. Deprem yükleri altında taşıma gücü faktörlerinin değişimi

3. Bölümde Eş. 3.72'de belirtilen taşıma gücü faktörleri ($N_\gamma$, $N_c$, $N_q$) statik durumda geçerlidir. Dinamik yükler altında bu faktörlerde azalmalar olması beklenir. Literatürde sığ temellerin sismik davranış altında taşıma gücü faktörlerinin belirlenmesini amaçlayan çeşitli çalışmalar (Sarma ve Iossifelis, 1990; Pecker, 1996; Soubra, 1999; Kumar ve Mohan, 2002; Choudhury ve Subba Rao, 2005; Ghosh, 2008) yapılmıştır. Soubra (1999) tarafından determistik limit analiz teorisi üst sınır yöntemine dayanan model yöntemi ile elde edilen sismik taşıma gücü faktörleri karmaşık hesaplamaya gerek duyulmaksızın elde edilebilir ve kullanışlı olduğundan bu çalışmada yararlanılmıştır. Deprem durumundaki taşıma gücü katsayılarının kullanılabilmesi için binaya etkiyen yatay yükün düşey yüke oranının ($k_h$) belirlenmesi gerekmektedir. Yatay yükün düşey yüke oranı ve efektif içsel sürtünme açısı değerlerine göre taşıma gücü faktörleri Çizelge 6.1, Çizelge 6.2 ve Çizelge 6.3'de sunulmuştur. Eş. 6.2'de belirtilen taşıma gücü faktörlerinin sismik durum için geçerli olan taşıma gücü faktörleriyle ($N_{\gamma E}$, $N_{cE}$, $N_{qE}$) yer değiştirmesi gerekmektedir.

Çizelge 6.1. Sismik taşıma gücü katsayıları $N_{\gamma E}$ [Soubra, 1999]

| | $\phi$' (°) | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $k_h$ | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 |
| 0.00 | 2.10 | 4.67 | 10.06 | 21.88 | 49.62 | 120.96 | 328.88 |
| 0.05 | 1.51 | 3.57 | 7.91 | 17.43 | 39.69 | 96.48 | 259.93 |
| 0.10 | 1.01 | 2.61 | 6.04 | 13.59 | 31.23 | 75.92 | 203.11 |
| 0.15 | 0.58 | 1.80 | 4.45 | 10.35 | 24.14 | 58.94 | 156.98 |
| 0.20 | 0.26 | 1.13 | 3.14 | 7.67 | 18.32 | 45.12 | 120.05 |
| 0.25 | 0.04 | 0.62 | 2.09 | 5.51 | 13.61 | 34.05 | 90.85 |
| 0.30 | - | 0.26 | 1.28 | 3.80 | 9.89 | 25.31 | 68.05 |
| 0.35 | - | - | 0.69 | 2.49 | 6.99 | 18.51 | 50.44 |
| 0.40 | - | - | 0.28 | 1.51 | 4.77 | 13.29 | 36.99 |
| 0.45 | - | - | 0.04 | 0.81 | 3.12 | 9.34 | 26.82 |
| 0.50 | - | - | - | 0.35 | 1.92 | 6.40 | 19.19 |
| 0.55 | - | - | - | 0.07 | 1.08 | 4.24 | 13.54 |
| 0.60 | - | - | - | - | 0.51 | 2.69 | 9.38 |

Çizelge 6.2. Sismik taşıma gücü katsayıları $N_{qE}$ [Soubra, 1999]

| | ϕ' (°) | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $k_h$ | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 |
| 0.00 | 3.95 | 6.41 | 10.69 | 18.46 | 33.43 | 64.55 | 135.91 |
| 0.05 | 3.52 | 5.72 | 9.51 | 16.35 | 29.44 | 56.39 | 117.46 |
| 0.10 | 3.07 | 5.02 | 8.35 | 14.34 | 25.7 | 48.89 | 100.85 |
| 0.15 | 2.59 | 4.32 | 7.24 | 12.44 | 22.25 | 42.08 | 86.05 |
| 0.20 | 2.07 | 3.62 | 6.17 | 10.67 | 19.08 | 35.96 | 73.00 |
| 0.25 | 1.46 | 2.94 | 5.17 | 9.04 | 16.22 | 30.52 | 61.6 |
| 0.30 | - | 2.25 | 4.22 | 7.54 | 13.65 | 25.73 | 51.71 |
| 0.35 | - | 1.46 | 3.33 | 6.19 | 11.37 | 21.53 | 43.21 |
| 0.40 | - | - | 2.47 | 4.97 | 9.36 | 17.89 | 35.93 |
| 0.45 | - | - | 1.56 | 3.86 | 7.59 | 14.74 | 29.75 |
| 0.50 | - | - | - | 2.85 | 6.04 | 12.04 | 24.51 |
| 0.55 | - | - | - | 1.86 | 4.69 | 9.72 | 20.09 |
| 0.60 | - | - | - | - | 3.49 | 7.75 | 16.36 |

Çizelge 6.3. Sismik taşıma gücü katsayıları $N_{cE}$ [Soubra, 1999]

| | ϕ' (°) | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $k_h$ | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 |
| 0.00 | 11.00 | 14.87 | 20.78 | 30.25 | 46.35 | 75.8 | 135.09 |
| 0.05 | 10.26 | 13.79 | 19.14 | 27.64 | 41.95 | 67.84 | 119.27 |
| 0.10 | 9.50 | 12.69 | 17.50 | 25.09 | 37.74 | 60.38 | 104.74 |
| 0.15 | 8.72 | 11.60 | 15.91 | 22.64 | 33.76 | 53.46 | 91.56 |
| 0.20 | 7.96 | 10.54 | 14.37 | 20.32 | 30.06 | 47.12 | 79.70 |
| 0.25 | 7.21 | 9.51 | 12.91 | 18.14 | 26.63 | 41.36 | 69.14 |
| 0.30 | 6.48 | 8.53 | 11.53 | 16.12 | 23.50 | 36.18 | 59.81 |
| 0.35 | 5.79 | 7.61 | 10.25 | 14.26 | 20.67 | 31.56 | 51.62 |
| 0.40 | 5.14 | 6.75 | 9.07 | 12.58 | 18.12 | 27.47 | 44.49 |
| 0.45 | 4.54 | 5.96 | 8.00 | 11.05 | 15.85 | 23.86 | 38.29 |
| 0.50 | 3.98 | 5.23 | 7.02 | 9.68 | 13.83 | 20.69 | 32.94 |
| 0.55 | 3.47 | 4.58 | 6.14 | 8.46 | 12.04 | 17.93 | 28.33 |
| 0.60 | 3.01 | 3.98 | 5.36 | 7.37 | 10.48 | 15.53 | 24.37 |

Yatay Yükün Düşey Yüke Oranının Belirlenmesi

Bölüm 5.2.10'da anlatılan Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelikte (1998) belirtilen hesaplama yöntemine göre yatay yük katsayısının belirlenmesi için parametrik bir çalışma yapılmıştır. Etkin yer ivme katsayısı ($A_0$)

0.1, 0.2, 0.3, 0.4, zemin sınıfı Z1, Z2, Z3, Z4, bina önem katsayısı (I) 1.0, 1.2, 1.4, 1.5, taşıyıcı sistem davranış katsayısı (R) 3, 4, 6, 7, 8 değerlerinde alınarak $k_h$ katsayısının değişimi 15 m yüksekliğe sahip bölüm 5.2.10'daki örnek betonarme bir bina için Türkiye şartlarındaki sismik bölgelere göre araştırılmıştır. Örnek bina için $k_h$ hesaplanmasında gerekli olan parametre değerleri ve sonuçları Çizelge 6.4'de, histogramı ise Şekil 6.1'de verilmiştir.

Çizelge 6.4. Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.1 | Z1 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.158 | 3 | 161.6 | 0.05 |
| 0.1 | Z1 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.158 | 4 | 121.2 | 0.04 |
| 0.1 | Z1 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.158 | 6 | 80.8 | 0.03 |
| 0.1 | Z1 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.158 | 7 | 69.2 | 0.02 |
| 0.1 | Z1 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.158 | 8 | 60.6 | 0.02 |
| 0.1 | Z1 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.189 | 3 | 193.9 | 0.06 |
| 0.1 | Z1 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.189 | 4 | 145.4 | 0.05 |
| 0.1 | Z1 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.189 | 6 | 96.9 | 0.03 |
| 0.1 | Z1 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.189 | 7 | 83.1 | 0.03 |
| 0.1 | Z1 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.189 | 8 | 72.7 | 0.02 |
| 0.1 | Z1 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.221 | 3 | 226.2 | 0.07 |
| 0.1 | Z1 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.221 | 4 | 169.7 | 0.06 |
| 0.1 | Z1 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.221 | 6 | 113.1 | 0.04 |
| 0.1 | Z1 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.221 | 7 | 96.9 | 0.03 |
| 0.1 | Z1 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.221 | 8 | 84.8 | 0.03 |
| 0.1 | Z1 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.237 | 3 | 242.4 | 0.08 |
| 0.1 | Z1 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.237 | 4 | 181.8 | 0.06 |
| 0.1 | Z1 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.237 | 6 | 121.2 | 0.04 |
| 0.1 | Z1 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.237 | 7 | 103.9 | 0.03 |
| 0.1 | Z1 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.237 | 8 | 90.9 | 0.03 |
| 0.1 | Z2 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.199 | 3 | 203.4 | 0.07 |
| 0.1 | Z2 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.199 | 4 | 152.5 | 0.05 |
| 0.1 | Z2 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.199 | 6 | 101.7 | 0.03 |
| 0.1 | Z2 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.199 | 7 | 87.2 | 0.03 |
| 0.1 | Z2 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.199 | 8 | 76.3 | 0.02 |
| 0.1 | Z2 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.238 | 3 | 244.1 | 0.08 |
| 0.1 | Z2 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.238 | 4 | 183.1 | 0.06 |
| 0.1 | Z2 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.238 | 6 | 122.0 | 0.04 |
| 0.1 | Z2 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.238 | 7 | 104.6 | 0.03 |
| 0.1 | Z2 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.238 | 8 | 91.5 | 0.03 |
| 0.1 | Z2 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.278 | 3 | 284.8 | 0.09 |
| 0.1 | Z2 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.278 | 4 | 213.6 | 0.07 |
| 0.1 | Z2 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.278 | 6 | 142.4 | 0.05 |
| 0.1 | Z2 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.278 | 7 | 122.0 | 0.04 |

Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.1 | Z2 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.278 | 8 | 106.8 | 0.03 |
| 0.1 | Z2 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.298 | 3 | 305.1 | 0.10 |
| 0.1 | Z2 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.298 | 4 | 228.8 | 0.07 |
| 0.1 | Z2 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.298 | 6 | 152.5 | 0.05 |
| 0.1 | Z2 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.298 | 7 | 130.8 | 0.04 |
| 0.1 | Z2 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.298 | 8 | 114.4 | 0.04 |
| 0.1 | Z3 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 3 | 256.1 | 0.08 |
| 0.1 | Z3 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 4 | 192.1 | 0.06 |
| 0.1 | Z3 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 6 | 128.1 | 0.04 |
| 0.1 | Z3 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 7 | 109.8 | 0.04 |
| 0.1 | Z3 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 8 | 96.0 | 0.03 |
| 0.1 | Z3 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 3 | 307.3 | 0.10 |
| 0.1 | Z3 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 4 | 230.5 | 0.08 |
| 0.1 | Z3 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 6 | 153.7 | 0.05 |
| 0.1 | Z3 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 7 | 131.7 | 0.04 |
| 0.1 | Z3 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 8 | 115.2 | 0.04 |
| 0.1 | Z3 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 3 | 358.6 | 0.12 |
| 0.1 | Z3 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 4 | 268.9 | 0.09 |
| 0.1 | Z3 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 6 | 179.3 | 0.06 |
| 0.1 | Z3 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 7 | 153.7 | 0.05 |
| 0.1 | Z3 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 8 | 134.5 | 0.04 |
| 0.1 | Z3 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 3 | 384.2 | 0.13 |
| 0.1 | Z3 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 4 | 288.1 | 0.09 |
| 0.1 | Z3 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 6 | 192.1 | 0.06 |
| 0.1 | Z3 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 7 | 164.6 | 0.05 |
| 0.1 | Z3 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 8 | 144.1 | 0.05 |
| 0.1 | Z4 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 3 | 256.1 | 0.08 |
| 0.1 | Z4 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 4 | 192.1 | 0.06 |
| 0.1 | Z4 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 6 | 128.1 | 0.04 |
| 0.1 | Z4 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 7 | 109.8 | 0.04 |
| 0.1 | Z4 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.250 | 8 | 96.0 | 0.03 |
| 0.1 | Z4 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 3 | 307.3 | 0.10 |
| 0.1 | Z4 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 4 | 230.5 | 0.08 |
| 0.1 | Z4 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 6 | 153.7 | 0.05 |
| 0.1 | Z4 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 7 | 131.7 | 0.04 |
| 0.1 | Z4 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.300 | 8 | 115.2 | 0.04 |
| 0.1 | Z4 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 3 | 358.6 | 0.12 |
| 0.1 | Z4 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 4 | 268.9 | 0.09 |
| 0.1 | Z4 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 6 | 179.3 | 0.06 |
| 0.1 | Z4 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 7 | 153.7 | 0.05 |
| 0.1 | Z4 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.350 | 8 | 134.5 | 0.04 |
| 0.1 | Z4 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 3 | 384.2 | 0.13 |
| 0.1 | Z4 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 4 | 288.1 | 0.09 |
| 0.1 | Z4 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 6 | 192.1 | 0.06 |
| 0.1 | Z4 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 7 | 164.6 | 0.05 |
| 0.1 | Z4 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.375 | 8 | 144.1 | 0.05 |

Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.2 | Z1 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.315 | 3 | 323.2 | 0.11 |
| 0.2 | Z1 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.315 | 4 | 242.4 | 0.08 |
| 0.2 | Z1 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.315 | 6 | 161.6 | 0.05 |
| 0.2 | Z1 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.315 | 7 | 138.5 | 0.05 |
| 0.2 | Z1 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.315 | 8 | 121.2 | 0.04 |
| 0.2 | Z1 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.379 | 3 | 387.8 | 0.13 |
| 0.2 | Z1 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.379 | 4 | 290.8 | 0.09 |
| 0.2 | Z1 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.379 | 6 | 193.9 | 0.06 |
| 0.2 | Z1 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.379 | 7 | 166.2 | 0.05 |
| 0.2 | Z1 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.379 | 8 | 145.4 | 0.05 |
| 0.2 | Z1 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.442 | 3 | 452.4 | 0.15 |
| 0.2 | Z1 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.442 | 4 | 339.3 | 0.11 |
| 0.2 | Z1 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.442 | 6 | 226.2 | 0.07 |
| 0.2 | Z1 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.442 | 7 | 193.9 | 0.06 |
| 0.2 | Z1 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.442 | 8 | 169.7 | 0.06 |
| 0.2 | Z1 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 3 | 484.7 | 0.16 |
| 0.2 | Z1 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 4 | 363.6 | 0.12 |
| 0.2 | Z1 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 6 | 242.4 | 0.08 |
| 0.2 | Z1 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 7 | 207.7 | 0.07 |
| 0.2 | Z1 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 8 | 181.8 | 0.06 |
| 0.2 | Z2 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.397 | 3 | 406.8 | 0.13 |
| 0.2 | Z2 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.397 | 4 | 305.1 | 0.10 |
| 0.2 | Z2 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.397 | 6 | 203.4 | 0.07 |
| 0.2 | Z2 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.397 | 7 | 174.3 | 0.06 |
| 0.2 | Z2 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.397 | 8 | 152.5 | 0.05 |
| 0.2 | Z2 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.477 | 3 | 488.1 | 0.16 |
| 0.2 | Z2 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.477 | 4 | 366.1 | 0.12 |
| 0.2 | Z2 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.477 | 6 | 244.1 | 0.08 |
| 0.2 | Z2 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.477 | 7 | 209.2 | 0.07 |
| 0.2 | Z2 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.477 | 8 | 183.1 | 0.06 |
| 0.2 | Z2 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.556 | 3 | 569.5 | 0.19 |
| 0.2 | Z2 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.556 | 4 | 427.1 | 0.14 |
| 0.2 | Z2 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.556 | 6 | 284.8 | 0.09 |
| 0.2 | Z2 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.556 | 7 | 244.1 | 0.08 |
| 0.2 | Z2 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.556 | 8 | 213.6 | 0.07 |
| 0.2 | Z2 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 3 | 610.2 | 0.20 |
| 0.2 | Z2 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 4 | 457.6 | 0.15 |
| 0.2 | Z2 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 6 | 305.1 | 0.10 |
| 0.2 | Z2 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 7 | 261.5 | 0.09 |
| 0.2 | Z2 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 8 | 228.8 | 0.07 |
| 0.2 | Z3 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 3 | 512.2 | 0.17 |
| 0.2 | Z3 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 4 | 384.2 | 0.13 |
| 0.2 | Z3 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 6 | 256.1 | 0.08 |
| 0.2 | Z3 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 7 | 219.5 | 0.07 |
| 0.2 | Z3 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 8 | 192.1 | 0.06 |
| 0.2 | Z3 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 3 | 614.7 | 0.20 |

Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.2 | Z3 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 4 | 461.0 | 0.15 |
| 0.2 | Z3 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 6 | 307.3 | 0.10 |
| 0.2 | Z3 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 7 | 263.4 | 0.09 |
| 0.2 | Z3 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 8 | 230.5 | 0.08 |
| 0.2 | Z3 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 3 | 717.1 | 0.23 |
| 0.2 | Z3 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 4 | 537.8 | 0.18 |
| 0.2 | Z3 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 6 | 358.6 | 0.12 |
| 0.2 | Z3 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 7 | 307.3 | 0.10 |
| 0.2 | Z3 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 8 | 268.9 | 0.09 |
| 0.2 | Z3 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 3 | 768.3 | 0.25 |
| 0.2 | Z3 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 4 | 576.2 | 0.19 |
| 0.2 | Z3 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 6 | 384.2 | 0.13 |
| 0.2 | Z3 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 7 | 329.3 | 0.11 |
| 0.2 | Z3 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 8 | 288.1 | 0.09 |
| 0.2 | Z4 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 3 | 512.2 | 0.17 |
| 0.2 | Z4 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 4 | 384.2 | 0.13 |
| 0.2 | Z4 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 6 | 256.1 | 0.08 |
| 0.2 | Z4 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 7 | 219.5 | 0.07 |
| 0.2 | Z4 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.500 | 8 | 192.1 | 0.06 |
| 0.2 | Z4 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 3 | 614.7 | 0.20 |
| 0.2 | Z4 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 4 | 461.0 | 0.15 |
| 0.2 | Z4 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 6 | 307.3 | 0.10 |
| 0.2 | Z4 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 7 | 263.4 | 0.09 |
| 0.2 | Z4 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.600 | 8 | 230.5 | 0.08 |
| 0.2 | Z4 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 3 | 717.1 | 0.23 |
| 0.2 | Z4 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 4 | 537.8 | 0.18 |
| 0.2 | Z4 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 6 | 358.6 | 0.12 |
| 0.2 | Z4 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 7 | 307.3 | 0.10 |
| 0.2 | Z4 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.700 | 8 | 268.9 | 0.09 |
| 0.2 | Z4 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 3 | 768.3 | 0.25 |
| 0.2 | Z4 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 4 | 576.2 | 0.19 |
| 0.2 | Z4 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 6 | 384.2 | 0.13 |
| 0.2 | Z4 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 7 | 329.3 | 0.11 |
| 0.2 | Z4 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 8 | 288.1 | 0.09 |
| 0.3 | Z1 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 3 | 484.7 | 0.16 |
| 0.3 | Z1 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 4 | 363.6 | 0.12 |
| 0.3 | Z1 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 6 | 242.4 | 0.08 |
| 0.3 | Z1 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 7 | 207.7 | 0.07 |
| 0.3 | Z1 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.473 | 8 | 181.8 | 0.06 |
| 0.3 | Z1 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.568 | 3 | 581.7 | 0.19 |
| 0.3 | Z1 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.568 | 4 | 436.3 | 0.14 |
| 0.3 | Z1 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.568 | 6 | 290.8 | 0.09 |
| 0.3 | Z1 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.568 | 7 | 249.3 | 0.08 |
| 0.3 | Z1 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.568 | 8 | 218.1 | 0.07 |
| 0.3 | Z1 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.662 | 3 | 678.6 | 0.22 |
| 0.3 | Z1 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.662 | 4 | 509.0 | 0.17 |

Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.3 | Z1 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.662 | 6 | 339.3 | 0.11 |
| 0.3 | Z1 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.662 | 7 | 290.8 | 0.09 |
| 0.3 | Z1 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.662 | 8 | 254.5 | 0.08 |
| 0.3 | Z1 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.710 | 3 | 727.1 | 0.24 |
| 0.3 | Z1 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.710 | 4 | 545.3 | 0.18 |
| 0.3 | Z1 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.710 | 6 | 363.6 | 0.12 |
| 0.3 | Z1 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.710 | 7 | 311.6 | 0.10 |
| 0.3 | Z1 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.710 | 8 | 272.7 | 0.09 |
| 0.3 | Z2 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 3 | 610.2 | 0.20 |
| 0.3 | Z2 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 4 | 457.6 | 0.15 |
| 0.3 | Z2 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 6 | 305.1 | 0.10 |
| 0.3 | Z2 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 7 | 261.5 | 0.09 |
| 0.3 | Z2 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.596 | 8 | 228.8 | 0.07 |
| 0.3 | Z2 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.715 | 3 | 732.2 | 0.24 |
| 0.3 | Z2 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.715 | 4 | 549.2 | 0.18 |
| 0.3 | Z2 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.715 | 6 | 366.1 | 0.12 |
| 0.3 | Z2 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.715 | 7 | 313.8 | 0.10 |
| 0.3 | Z2 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.715 | 8 | 274.6 | 0.09 |
| 0.3 | Z2 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.834 | 3 | 854.3 | 0.28 |
| 0.3 | Z2 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.834 | 4 | 640.7 | 0.21 |
| 0.3 | Z2 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.834 | 6 | 427.1 | 0.14 |
| 0.3 | Z2 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.834 | 7 | 366.1 | 0.12 |
| 0.3 | Z2 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.834 | 8 | 320.3 | 0.10 |
| 0.3 | Z2 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.893 | 3 | 915.3 | 0.30 |
| 0.3 | Z2 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.893 | 4 | 686.5 | 0.22 |
| 0.3 | Z2 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.893 | 6 | 457.6 | 0.15 |
| 0.3 | Z2 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.893 | 7 | 392.3 | 0.13 |
| 0.3 | Z2 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.893 | 8 | 343.2 | 0.11 |
| 0.3 | Z3 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 3 | 768.3 | 0.25 |
| 0.3 | Z3 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 4 | 576.2 | 0.19 |
| 0.3 | Z3 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 6 | 384.2 | 0.13 |
| 0.3 | Z3 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 7 | 329.3 | 0.11 |
| 0.3 | Z3 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 8 | 288.1 | 0.09 |
| 0.3 | Z3 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 3 | 922.0 | 0.30 |
| 0.3 | Z3 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 4 | 691.5 | 0.23 |
| 0.3 | Z3 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 6 | 461.0 | 0.15 |
| 0.3 | Z3 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 7 | 395.1 | 0.13 |
| 0.3 | Z3 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 8 | 345.7 | 0.11 |
| 0.3 | Z3 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 3 | 1075.7 | 0.35 |
| 0.3 | Z3 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 4 | 806.7 | 0.26 |
| 0.3 | Z3 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 6 | 537.8 | 0.18 |
| 0.3 | Z3 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 7 | 461.0 | 0.15 |
| 0.3 | Z3 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 8 | 403.4 | 0.13 |
| 0.3 | Z3 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 3 | 1152.5 | 0.38 |
| 0.3 | Z3 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 4 | 864.4 | 0.28 |
| 0.3 | Z3 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 6 | 576.2 | 0.19 |

Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.3 | Z3 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 7 | 493.9 | 0.16 |
| 0.3 | Z3 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 8 | 432.2 | 0.14 |
| 0.3 | Z4 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 3 | 768.3 | 0.25 |
| 0.3 | Z4 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 4 | 576.2 | 0.19 |
| 0.3 | Z4 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 6 | 384.2 | 0.13 |
| 0.3 | Z4 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 7 | 329.3 | 0.11 |
| 0.3 | Z4 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.750 | 8 | 288.1 | 0.09 |
| 0.3 | Z4 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 3 | 922.0 | 0.30 |
| 0.3 | Z4 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 4 | 691.5 | 0.23 |
| 0.3 | Z4 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 6 | 461.0 | 0.15 |
| 0.3 | Z4 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 7 | 395.1 | 0.13 |
| 0.3 | Z4 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 0.900 | 8 | 345.7 | 0.11 |
| 0.3 | Z4 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 3 | 1075.7 | 0.35 |
| 0.3 | Z4 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 4 | 806.7 | 0.26 |
| 0.3 | Z4 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 6 | 537.8 | 0.18 |
| 0.3 | Z4 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 7 | 461.0 | 0.15 |
| 0.3 | Z4 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.050 | 8 | 403.4 | 0.13 |
| 0.3 | Z4 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 3 | 1152.5 | 0.38 |
| 0.3 | Z4 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 4 | 864.4 | 0.28 |
| 0.3 | Z4 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 6 | 576.2 | 0.19 |
| 0.3 | Z4 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 7 | 493.9 | 0.16 |
| 0.3 | Z4 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.125 | 8 | 432.2 | 0.14 |
| 0.4 | Z1 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.631 | 3 | 646.3 | 0.21 |
| 0.4 | Z1 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.631 | 4 | 484.7 | 0.16 |
| 0.4 | Z1 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.631 | 6 | 323.2 | 0.11 |
| 0.4 | Z1 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.631 | 7 | 277.0 | 0.09 |
| 0.4 | Z1 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.631 | 8 | 242.4 | 0.08 |
| 0.4 | Z1 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.757 | 3 | 775.6 | 0.25 |
| 0.4 | Z1 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.757 | 4 | 581.7 | 0.19 |
| 0.4 | Z1 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.757 | 6 | 387.8 | 0.13 |
| 0.4 | Z1 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.757 | 7 | 332.4 | 0.11 |
| 0.4 | Z1 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.757 | 8 | 290.8 | 0.09 |
| 0.4 | Z1 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.883 | 3 | 904.8 | 0.29 |
| 0.4 | Z1 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.883 | 4 | 678.6 | 0.22 |
| 0.4 | Z1 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.883 | 6 | 452.4 | 0.15 |
| 0.4 | Z1 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.883 | 7 | 387.8 | 0.13 |
| 0.4 | Z1 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.883 | 8 | 339.3 | 0.11 |
| 0.4 | Z1 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.577 | 0.946 | 3 | 969.5 | 0.32 |
| 0.4 | Z1 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.577 | 0.946 | 4 | 727.1 | 0.24 |
| 0.4 | Z1 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.577 | 0.946 | 6 | 484.7 | 0.16 |
| 0.4 | Z1 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.577 | 0.946 | 7 | 415.5 | 0.14 |
| 0.4 | Z1 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.577 | 0.946 | 8 | 363.6 | 0.12 |
| 0.4 | Z2 | 1.0 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.794 | 3 | 813.6 | 0.26 |
| 0.4 | Z2 | 1.0 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.794 | 4 | 610.2 | 0.20 |
| 0.4 | Z2 | 1.0 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.794 | 6 | 406.8 | 0.13 |
| 0.4 | Z2 | 1.0 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.794 | 7 | 348.7 | 0.11 |

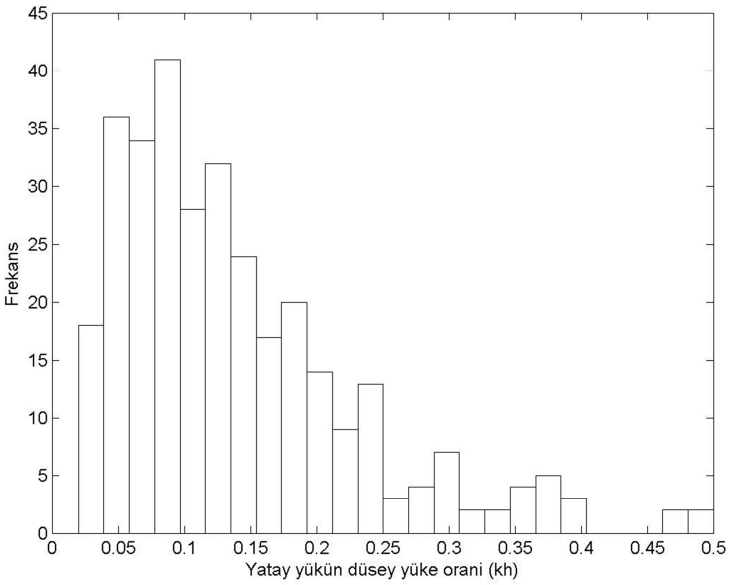
Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.4 | Z2 | 1.0 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.794 | 8 | 305.1 | 0.10 |
| 0.4 | Z2 | 1.2 | 3 | 0.534 | 1.985 | 0.953 | 3 | 976.3 | 0.32 |
| 0.4 | Z2 | 1.2 | 4 | 0.534 | 1.985 | 0.953 | 4 | 732.2 | 0.24 |
| 0.4 | Z2 | 1.2 | 6 | 0.534 | 1.985 | 0.953 | 6 | 488.1 | 0.16 |
| 0.4 | Z2 | 1.2 | 7 | 0.534 | 1.985 | 0.953 | 7 | 418.4 | 0.14 |
| 0.4 | Z2 | 1.2 | 8 | 0.534 | 1.985 | 0.953 | 8 | 366.1 | 0.12 |
| 0.4 | Z2 | 1.4 | 3 | 0.534 | 1.985 | 1.112 | 3 | 1139.0 | 0.37 |
| 0.4 | Z2 | 1.4 | 4 | 0.534 | 1.985 | 1.112 | 4 | 854.3 | 0.28 |
| 0.4 | Z2 | 1.4 | 6 | 0.534 | 1.985 | 1.112 | 6 | 569.5 | 0.19 |
| 0.4 | Z2 | 1.4 | 7 | 0.534 | 1.985 | 1.112 | 7 | 488.1 | 0.16 |
| 0.4 | Z2 | 1.4 | 8 | 0.534 | 1.985 | 1.112 | 8 | 427.1 | 0.14 |
| 0.4 | Z2 | 1.5 | 3 | 0.534 | 1.985 | 1.191 | 3 | 1220.4 | 0.40 |
| 0.4 | Z2 | 1.5 | 4 | 0.534 | 1.985 | 1.191 | 4 | 915.3 | 0.30 |
| 0.4 | Z2 | 1.5 | 6 | 0.534 | 1.985 | 1.191 | 6 | 610.2 | 0.20 |
| 0.4 | Z2 | 1.5 | 7 | 0.534 | 1.985 | 1.191 | 7 | 523.0 | 0.17 |
| 0.4 | Z2 | 1.5 | 8 | 0.534 | 1.985 | 1.191 | 8 | 457.6 | 0.15 |
| 0.4 | Z3 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 3 | 1024.4 | 0.33 |
| 0.4 | Z3 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 4 | 768.3 | 0.25 |
| 0.4 | Z3 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 6 | 512.2 | 0.17 |
| 0.4 | Z3 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 7 | 439.0 | 0.14 |
| 0.4 | Z3 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 8 | 384.2 | 0.13 |
| 0.4 | Z3 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 3 | 1229.3 | 0.40 |
| 0.4 | Z3 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 4 | 922.0 | 0.30 |
| 0.4 | Z3 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 6 | 614.7 | 0.20 |
| 0.4 | Z3 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 7 | 526.9 | 0.17 |
| 0.4 | Z3 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 8 | 461.0 | 0.15 |
| 0.4 | Z3 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 3 | 1434.2 | 0.47 |
| 0.4 | Z3 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 4 | 1075.7 | 0.35 |
| 0.4 | Z3 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 6 | 717.1 | 0.23 |
| 0.4 | Z3 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 7 | 614.7 | 0.20 |
| 0.4 | Z3 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 8 | 537.8 | 0.18 |
| 0.4 | Z3 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 3 | 1536.7 | 0.50 |
| 0.4 | Z3 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 4 | 1152.5 | 0.38 |
| 0.4 | Z3 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 6 | 768.3 | 0.25 |
| 0.4 | Z3 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 7 | 658.6 | 0.21 |
| 0.4 | Z3 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 8 | 576.2 | 0.19 |
| 0.4 | Z4 | 1.0 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 3 | 1024.4 | 0.33 |
| 0.4 | Z4 | 1.0 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 4 | 768.3 | 0.25 |
| 0.4 | Z4 | 1.0 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 6 | 512.2 | 0.17 |
| 0.4 | Z4 | 1.0 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 7 | 439.0 | 0.14 |
| 0.4 | Z4 | 1.0 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.000 | 8 | 384.2 | 0.13 |
| 0.4 | Z4 | 1.2 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 3 | 1229.3 | 0.40 |
| 0.4 | Z4 | 1.2 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 4 | 922.0 | 0.30 |
| 0.4 | Z4 | 1.2 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 6 | 614.7 | 0.20 |
| 0.4 | Z4 | 1.2 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 7 | 526.9 | 0.17 |
| 0.4 | Z4 | 1.2 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.200 | 8 | 461.0 | 0.15 |

Çizelge 6.4. (Devam) Örnek bina için $k_h$ katsayısının değişimi

| $A_0$ (g) | Zemin Sınıfı | I | R | $T_1$ | $S(T_1)$ | $A(T_1)$ | $R_a(T_1)$ | $V_t$ (ton) | $k_h$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.4 | Z4 | 1.4 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 3 | 1434.2 | 0.47 |
| 0.4 | Z4 | 1.4 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 4 | 1075.7 | 0.35 |
| 0.4 | Z4 | 1.4 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 6 | 717.1 | 0.23 |
| 0.4 | Z4 | 1.4 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 7 | 614.7 | 0.20 |
| 0.4 | Z4 | 1.4 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.400 | 8 | 537.8 | 0.18 |
| 0.4 | Z4 | 1.5 | 3 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 3 | 1536.7 | 0.50 |
| 0.4 | Z4 | 1.5 | 4 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 4 | 1152.5 | 0.38 |
| 0.4 | Z4 | 1.5 | 6 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 6 | 768.3 | 0.25 |
| 0.4 | Z4 | 1.5 | 7 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 7 | 658.6 | 0.21 |
| 0.4 | Z4 | 1.5 | 8 | 0.534 | 2.500 | 1.500 | 8 | 576.2 | 0.19 |

**Not:** $H_n$ = 15 m, $C_t$ = 0.07, Düşey Yük = 3073.3 ton, $A_0$ = Etkin yer ivme katsayısı, I = Bina önem katsayısı, R = Taşıyıcı sistem davranış katsayısı, $T_1$ = Binanın birinci doğal titreşim periyodu, $S(T_1)$ Spektrum katsayısı, $A(T_1)$ = Spektral ivme katsayısı, $R_a(T_1)$ = Deprem yükü azaltma katsayısı, $V_t$= Toplam eşdeğer deprem yükü, $H_n$ = Bina yüksekliği,




Şekil 6.1. Örnek yapıya ait $k_h$ değerlerinin histogramı

Çizelge 6.4 ve Şekil 6.1 incelendiğinde $k_h$ katsayısının 0.02 - 0.50 aralığında yayıldığı, ağırlıklı olarak 0.02 - 0.20 arasında değerler aldığı görülmektedir. Bina yüksekliğinin 6 m ile 24 m arasında alındığı farklı örneklerde ise $k_h$ katsayısının 0 - 0.5 aralığında kaldığı tespit edilmiştir. Böylelikle Soubra (1999) tarafından geliştirilen Çizelge 6.1, Çizelge 6.2 ve Çizelge 6.3 için $k_h$ parametresi tanımlı aralıkta kalmaktadır.

### 6.2.2. Rastsal değişkenler

Deprem kuvvetleri altındaki sığ temelin performansı yük ve zemin parametrelerindeki değişkenlikten dolayı mutlak bir kesinlikte tespit edilemez. Performans fonksiyonu yük ve direnç arasındaki dengeyi gözetmektedir. Temelin üzerine etkiyen yükler ve zemin parametrelerindeki değişkenlikler ölü, hareketli, deprem yükleri ve zemin parametrelerinin belirsizliklerinden oluşmaktadır.

Yüklerin değişkenliği hususunda, bölüm 5.2.9'da anlatıldığı üzere ölü yük normal dağılıma sahip ve varyans katsayısı %10 olan rastsal değişken olarak alınmıştır [JCSS 2001]. Hareketli yük Gumbel dağılımında, 0.6 ağırlık faktöründe ve varyans katsayısı %35 olarak değerlendirilmiştir. Ölü ve hareketli yük Monte Calo benzetimi sonucunda tek bir yük olarak etkitilmiştir. Deprem kuvvetlerinin yapı temellerine etkimesi kendi içerisinde birçok belirsizliği içermektedir. Bütün belirsizlikleri içerisine alan yaklaşım kullanılarak hesaplanacak olan deprem kuvvetinin normal dağılımda ve %20 varyans katsayısında modellenebileceği belirtilmiştir [JCSS 2001]. Bölüm 5.2.10'deki örnek yapı yüklemeleri sığ temelin deprem kuvvetleri etkisindeki güvenilirlik analizinin bulunmasında kullanılmıştır.

Kapasitedeki ana belirsizlik içeren parametre ise efektif içsel sürtünme açısıdır. İçsel sürtünme açısı lognormal rastsal değişken olarak modellenebilir [Spry ve ark., 1988]. Ortalama değerleri ($m_{\phi'}$) 30°- 45° arasında, varyans katsayısı ($COV_{\phi'}$) ise % 5-20 aralığında alınmıştır [Phoon ve Kulhawy, 1999]. Diğer bir kapasite tarafında yer alan değişken ise kayma modülüdür (G). Bu değişkeni tanımlamak için drenajlı elastite modlülüne ve Poisson oranına bakmak gerekir. Kulhawy ve Mayne (1990) drenajlı elastise modülünün 10 ile 100 MN/m$^2$ değerleri arasında yer aldığını belirtmişlerdir. Poisson oranı kohezyonsuz zeminlerde 0.25 olarak alınırsa kayma modülünün ortalama aralığı ($m_G$) Eş. 2.30 kullanılarak 4 – 40 MN/m$^2$ olarak belirlenebilir. Kayma modulünün varyans katsayısı ($COV_G$) ise elastisite modülü değerleri kullanılarak % 40 - % 70 arasında hesap edilmiştir.

### 6.2.3. Parametrik çalışma

Performans fonksiyonu ve performans fonksiyonunda yer alan rastsal değişkenler belirlendikten sonra yenilme olasılığı ve bu değere karşılık gelen güvenilirlik indeksi (β) belirlenebilir. Parametrik çalışma birinci derece güvenilirlik yöntemi kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Yenilme olasılığı ve güvenilirlik indeksinin değişimleri kalibrasyon kümesinindeki her bir önemli tasarım parametresi için araştırılmıştır.

Yük ve dayanım katsayıları ile tasarım (LRFD), güvenilirliğe dayalı tasarımın basitleştirilmiş halidir. LRFD için tasarım parametresi küçük güvenilirlik indeksi değişimlerine sebep oluyorsa parametrenin tüm aralığı için kalibre edilebilir. Tersi durumda etkili olan tasarım parametresi uygun derecede tekdüzelik sağlayana kadar parçalara bölünür. Parametrik çalışmanın sonuçları kalibrasyon kümesini seçmede sadece yol göstericidir. Düzenli bir güvenilirlik seviyesi sağlamak için çok sayıda bölmeye ayırmanın kullanışsız olacağı göz önünde bulundurularak küme sayısına karar verilmelidir. Buna ek olarak seçilen kümeler mevcut geoteknik kurallar ile mümkün olduğunca uyumlu olmalıdır [Phoon, 1995].

Parametrik çalışma için kohezyonsuz zeminler üzerindeki sığ temellerin tipik tasarım aralıkları kullanılmıştır. Temel genişliği (B) 1 ve 5 m, temel derinliğinin genişliğine oranı (D/B) 0 ile 1, temel boyunun genişliğine oranı (L/B) 1 ile 10, yatay yükün düşey yüke oranı ($k_h$) 0 ile 0.5 arasında seçilmiştir. İçsel sürtünme açısı ve kayma modülünün ortalaması ve varyans katsayıları yukarıda anlatılmıştır.

Yükler ölü, hareketli ve deprem yüklerinden oluşmaktadır. Ölü yük için taşıma gücü kapasitesinin belirli bir bölümü ayrıldıktan sonra ölü yük orantılılık sabiti ($k_D$) aşağıdaki ifadeyle belirlenebilir:

$$F_D = k_D D_{ort} = Q_{cn}^D / FS \tag{6.4}$$

Burada $F_D$ = tasarım ölü yükü, $Q^D_{cn}$ = ölü yük için ayrılmış nominal taşıma gücü kapasitesi, $D_{ort}$ = ortalama ölü yük değeridir.

Haraketli yük orantılılık sabiti ($k_L$) ise aşağıdaki şekilde belirlenir:

$$F_L = k_L L_{maks} = Q^L_{cn}/FS \tag{6.5}$$

Burada $F_L$ = tasarım hareketli yükü, $Q^L_{cn}$ = hareketli yük için ayrılmış nominal taşıma gücü kapasitesi, $L_{maks}$ = ortalama maksimum hareketli yük değeridir.

Deprem yükü orantılılık sabiti ($k_E$) yük ve kapasite arasında aşağıdaki eşitlikte tanımlanabilir:

$$F_E = k_E E_{maks} = Q^E_{cn}/FS \tag{6.6}$$

Burada $F_E$ = tasarım deprem yükü, $Q^E_{cn}$ = deprem yükü için ayrılmış nominal taşıma gücü kapasitesi, $E_{maks}$ = ortalama maksimum deprem yükü değeridir. Taşıma gücünün yüklere göre hesaplanmış bileşenleri belirlendikten sonra net nominal taşıma gücü ($Q_{cn}$):

$$Q_{cn} = Q_{tcn} - W \tag{6.7}$$

şeklinde ifade edilir. Burada $Q_{tcn}$ = nominal taşıma gücüdür. Ayrıca $Q_{cn}$ aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$Q_{cn} = Q^D_{cn} + Q^L_{cn} + Q^E_{cn} \tag{6.8}$$

Parametrik çalışma için güvenlik katsayısı 3.0 alınarak, temel geometrisi, efektif içsel sürtünme açısı, yatay yükün düşey yüke oranı, kayma modülü istatistiklerinin güvenilirlik indeksi üzerindeki değişimi Çizelge 6.5, Çizelge 6.6, ve Çizelge 6.7'de

ortaya koyulmuştur. Güvenilirlik seviyesi D/B, $m_\phi$, $COV_\phi$ ve $m_{kh}$ ile belirgin olarak değişmektedir. Efektif içsel sürtünme açısının ortalamasının ve varyans katsayısının küçük değişimlerinin bile güvenilirlik indeksi üzerinde büyük etkisi bulunmaktadır. Yatay yükün düşey yüke oranının ortalama değerleri güvenilirlik indeksini büyük ölçüde etkilerken, varyans katsayınının değişimi görece daha küçük etkiler oluşturmaktadır. Bunun yanı sıra kayma modülü istatistikleri güvenilirlik indeksi üzerinde bir değişime yol açmamaktadır. Çünkü taşıma gücü kapasitesi hesabında kullanılan kritik rijitlik indeksi büyük değerler almaktadır. Temel genişliği ve temel genişliğinin boyuna oranı güvenilirlik üzerinde anlamlı olacak kadar değişikliğe yol açmazken, temel derinliğinin temel genişliğine oranı güvenilirlik indeksi üzerinde dikkate değer değişim oluşturmaktadır.

Çizelge 6.5. Temel geometrisinin kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğine etkisi

| B (m) | D/B (m) | L/B (m) | Güvenilirlik indeksi, β | Yenilme olasılığı, $p_f$ (%) |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 0.00 | 1 | 3.092 | 0.099 |
| 2 | 0.00 | 1 | 3.097 | 0.098 |
| 3 | 0.00 | 1 | 3.098 | 0.097 |
| 5 | 0.00 | 1 | 3.099 | 0.097 |
| 2 | 0.00 | 1 | 3.097 | 0.098 |
| 2 | 0.25 | 1 | 3.463 | 0.027 |
| 2 | 0.50 | 1 | 3.618 | 0.015 |
| 2 | 1.00 | 1 | 3.765 | 0.008 |
| 2 | 0.00 | 1 | 3.097 | 0.098 |
| 2 | 0.00 | 2 | 3.098 | 0.097 |
| 2 | 0.00 | 4 | 3.098 | 0.097 |
| 2 | 0.00 | 10 | 3.099 | 0.097 |

Not: $m_\phi = 35°$, $COV_\phi = 0.07$, $COV_{D+L} = 0.10$, $m_{kh} = 0.10$, $COV_{kh} = 0.20$, $m_G = 20$ MN/m$^2$, $COV_G = 0.50$, FS = 3
$\gamma_d = 17.5$ kN/m$^3$, $\gamma_{sat} = 20.0$ kN/m$^3$

Çizelge 6.6. Efektif içsel sürtünme açısı istatistiklerinin kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğine etkisi

| $m_\phi$ (°) | $COV_\phi$ (%) | Güvenilirlik indeksi, β | Yenilme olasılığı, $p_f$ (%) |
|---|---|---|---|
| 30 | 10 | 3.267 | 0.054 |
| 35 | 10 | 2.592 | 0.477 |
| 40 | 10 | 2.035 | 2.094 |
| 45 | 10 | 1.552 | 6.028 |
| | | | |
| 35 | 5 | 4.829 | 0.000 |
| 35 | 10 | 2.592 | 0.477 |
| 35 | 15 | 1.725 | 4.229 |
| 35 | 20 | 1.265 | 10.289 |

Not: B = 2 m, D/B = 0.5, L/B = 1, $COV_{D+L}$ = 0.1, $m_{kh}$ = 0.10, $COV_{kh}$ = 0.20, , $m_G$ = 20 MN/m$^2$, $COV_G$ = 0.50, FS = 3, $\gamma_d$ = 17.5 kN/m$^3$, $\gamma_{sat}$ = 20.0 kN/m$^3$

Çizelge 6.7. Kayma modülü istatistiklerinin kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğine etkisi

| $m_G$ (MN/m$^2$) | $COV_G$ (%) | Güvenilirlik indeksi, β | Yenilme olasılığı, $p_f$ (%) |
|---|---|---|---|
| 4 | 50 | 3.097 | 0.098 |
| 8 | 50 | 3.097 | 0.098 |
| 12 | 50 | 3.097 | 0.098 |
| 20 | 50 | 3.097 | 0.098 |
| 40 | 50 | 3.097 | 0.098 |
| | | | |
| 20 | 40 | 3.097 | 0.098 |
| 20 | 50 | 3.097 | 0.098 |
| 20 | 60 | 3.097 | 0.098 |
| 20 | 70 | 3.097 | 0.098 |

Not: B = 2 m, D/B = 0, L/B = 1, $m_\phi$ = 35°, $COV_\phi$ = 0.07, $COV_{D+L}$ = 0.10, $m_{kh}$ = 0.10, $COV_{kh}$ = 0.20, FS = 3 $\gamma_d$ = 17.5 kN/m$^3$, $\gamma_{sat}$ = 20.0 kN/m$^3$

Parametrik çalışmanın sonuçlarına göre kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımında aşağıdaki kümeleme uygun olacaktır:

a. D/B = 0 - 0.25, 0.25 - 0.50, 0.50 - 0.75, 0.75 - 1.0
b. $m_\phi$ = 30° - 35°, 35° - 40°, 40° - 45°
c. $COV_\phi$ = %5 - %10, %10 - %15, %15 - %20
d. $m_{kh}$ = 0.0 - 0.1, 0.1 - 0.2, 0.2 - 0.3, 0.3 - 0.4, 0.4 - 0.5

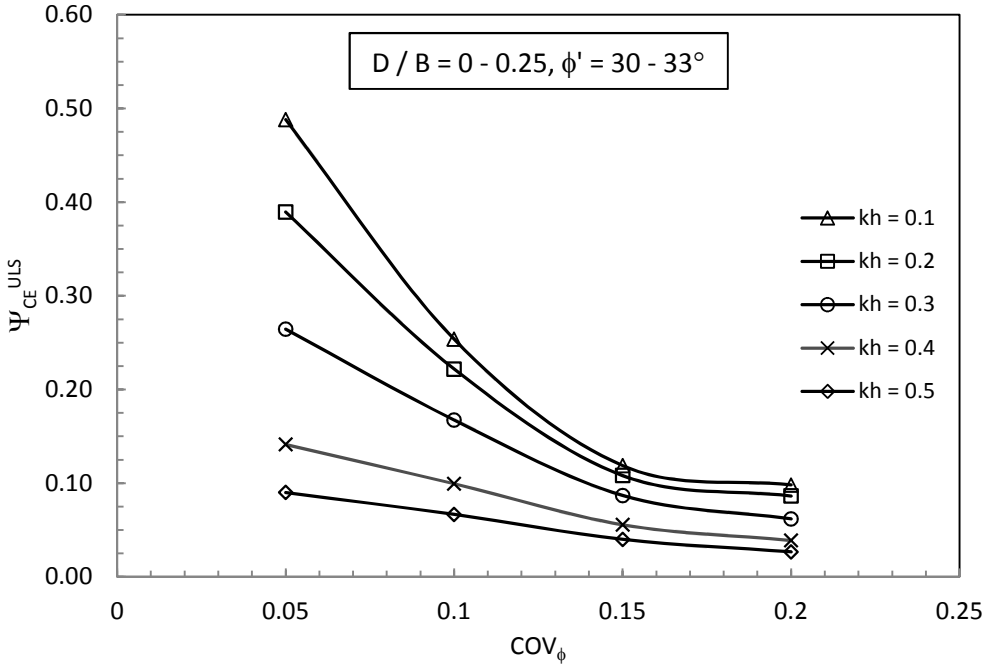
Kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde tasarımlarının güvenilirlik seviyelerinin çok değişken olduğu görülmektedir. Güvenilirlik indeksleri yaklaşık 1.2 ile 4.8 arasında yer almaktadır. Ortalama güvenilirlik indeksi yaklaşık olarak 3.05'tir. Deprem durumundaki yüklerin, yapının statik yükleri göz önüne alındığında gerçekleşme olasılığının daha az olduğu açıktır. Bu sebeple yenilme olasılığı %1 için hedef güvenirlik indeksi (β = 2.3) seçilerek kalibrasyon çalışması yapılmıştır.

### 6.2.4. Kalibrasyon çalışmaları

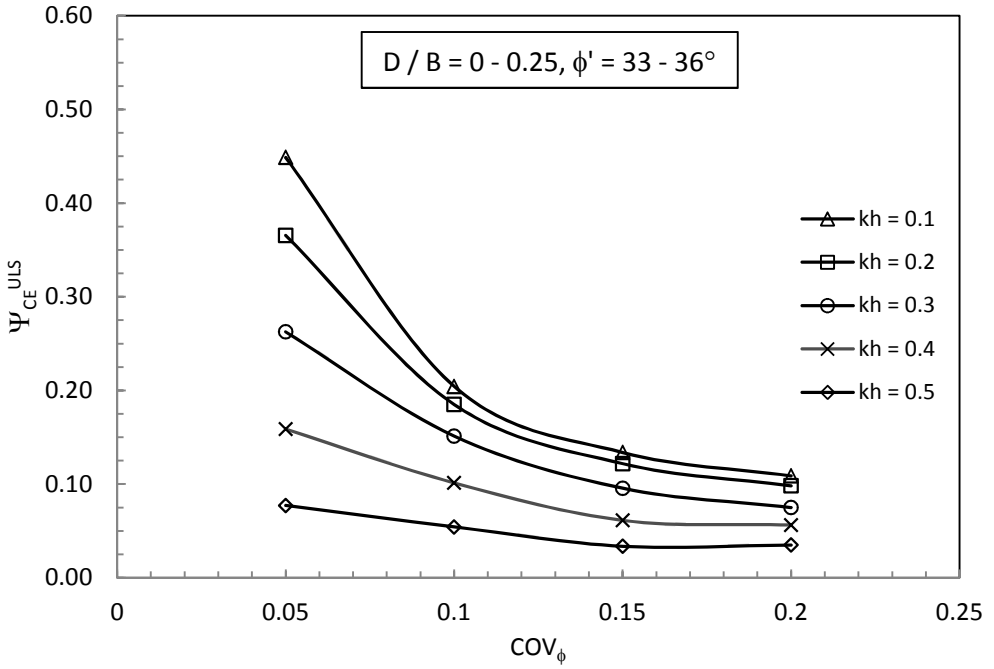
Kalibrasyon için aşağıdaki basitleştirilmiş güvenirliliğe dayalı tasarım biçimi seçilmiştir:

$$F_{50} = \psi_{CE}^{ULS} Q_{cn} \tag{6.9}$$

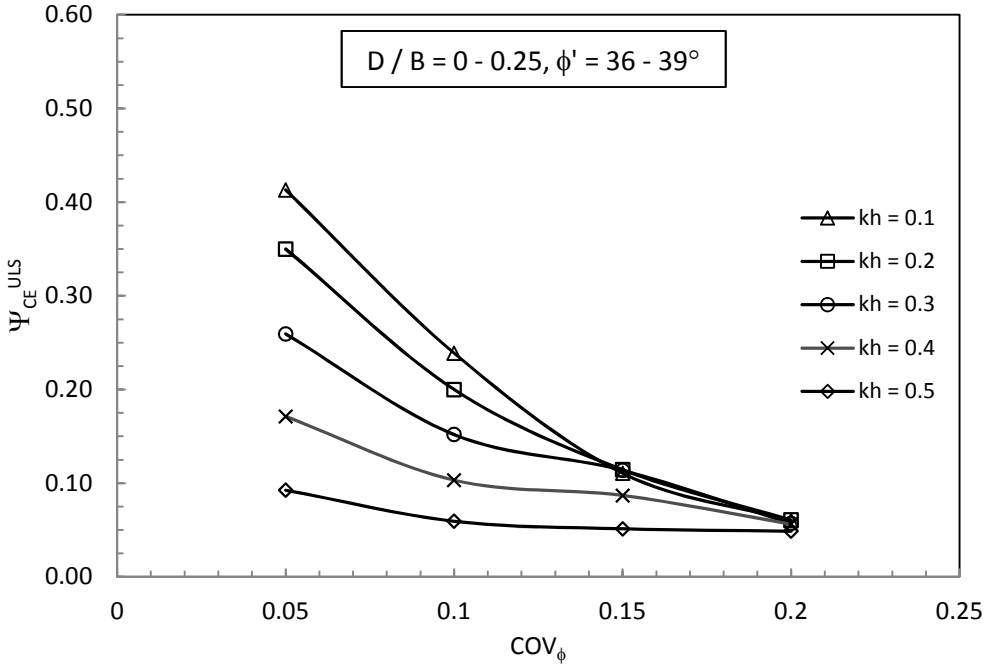
Burada $\Psi_{CE}{}^{ULS}$ sismik direnç faktörüdür. Bu eşitlikte belirtilen nominal taşıma gücü kapasitesi ortalama değer olarak alınarak Eş. 6.1'de belirtilen şekliyle kullanılabilir. D / B = 0.00 – 0.25 için Şekil 6.2, Şekil 6.3, Şekil 6.4, Şekil 6.5, Şekil 6.6, D / B = 0.25 – 0.50 için, Şekil 6.7, Şekil 6.8, Şekil 6.9, Şekil 6.10, Şekil 6.11, D / B = 0.50 – 0.75 için, Şekil 6.12, Şekil 6.13, Şekil 6.14, Şekil 6.15, Şekil 6.16, D / B = 0.75 – 1.00 için Şekil 6.17, Şekil 6.18, Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'deki sismik



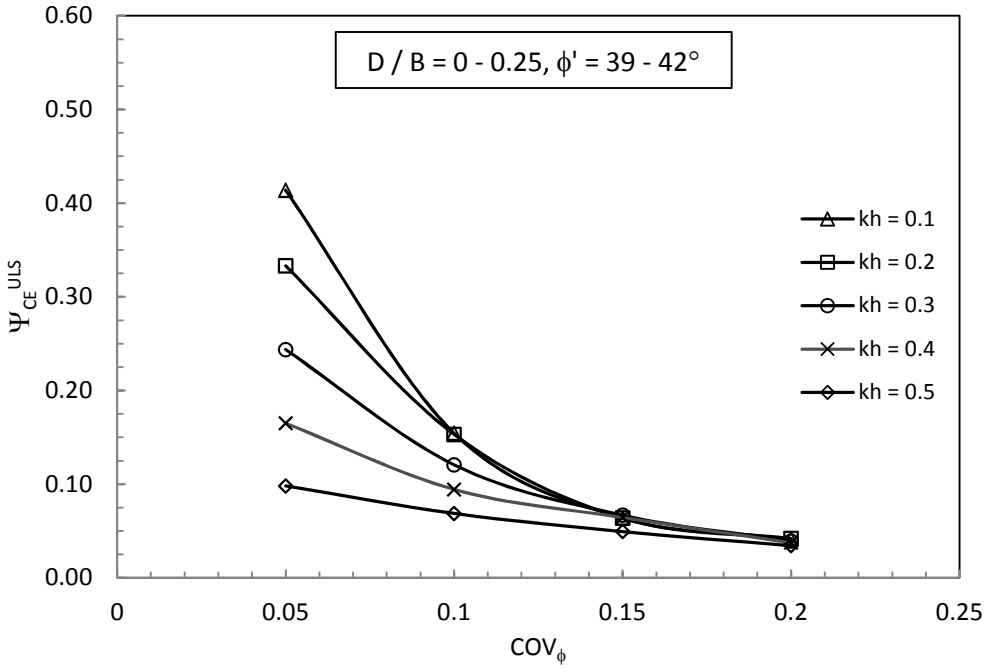

Şekil 6.2. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, ϕ' = 30 - 33° için $F_{50}$ = $\Psi_{CE}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



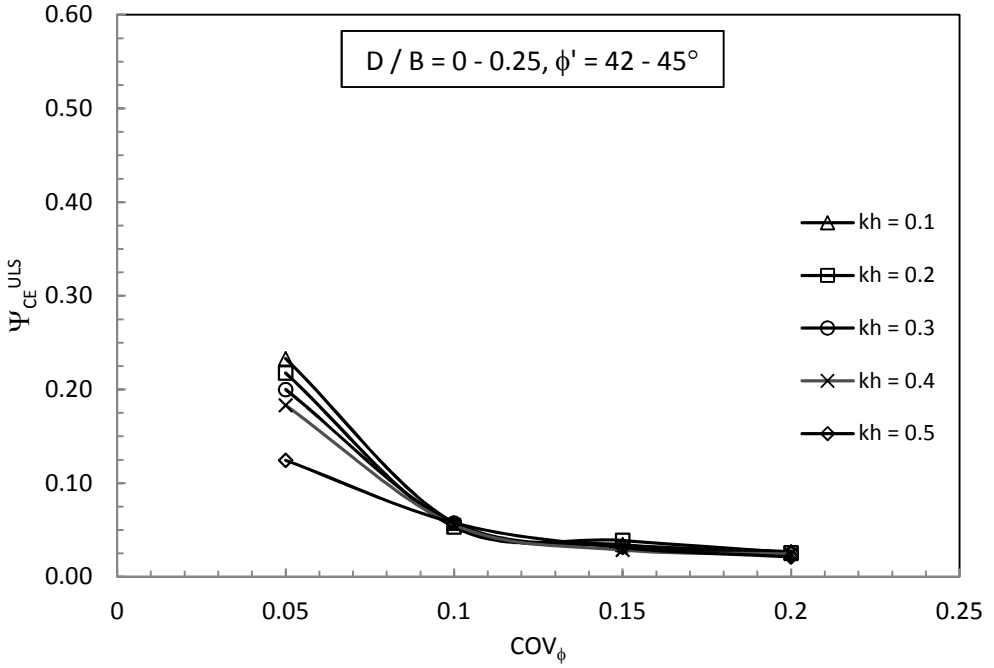

Şekil 6.3. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50}$ = $\Psi_{CE}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



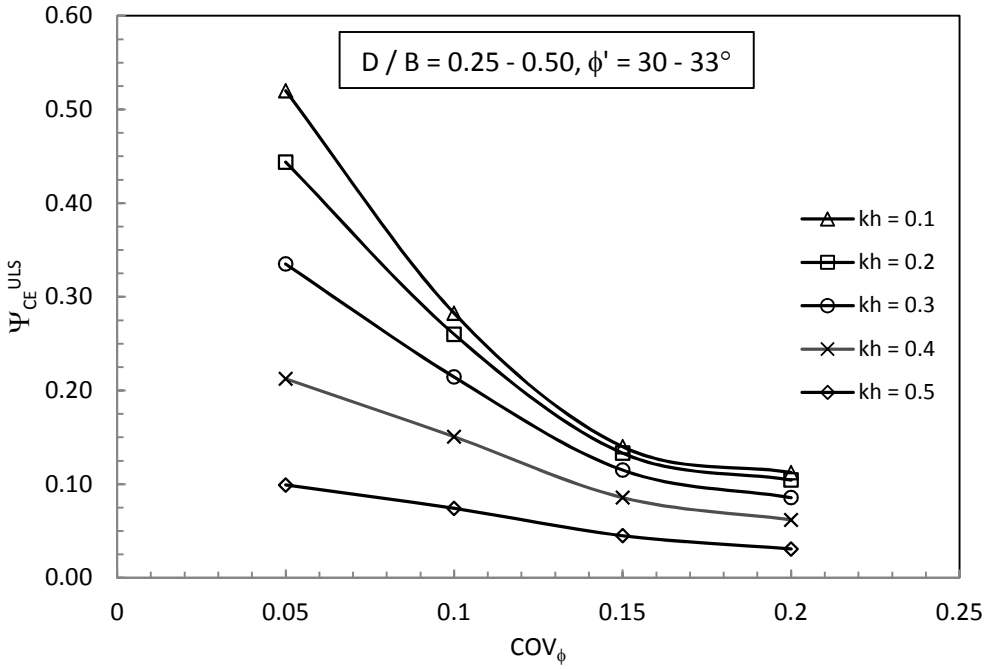

Şekil 6.4. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



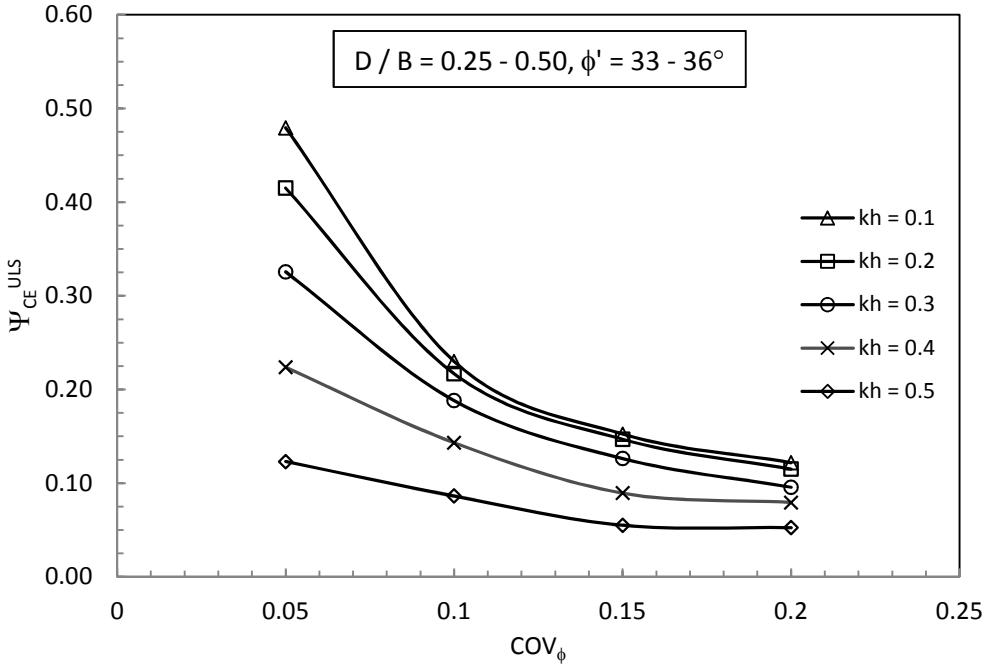

Şekil 6.5. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



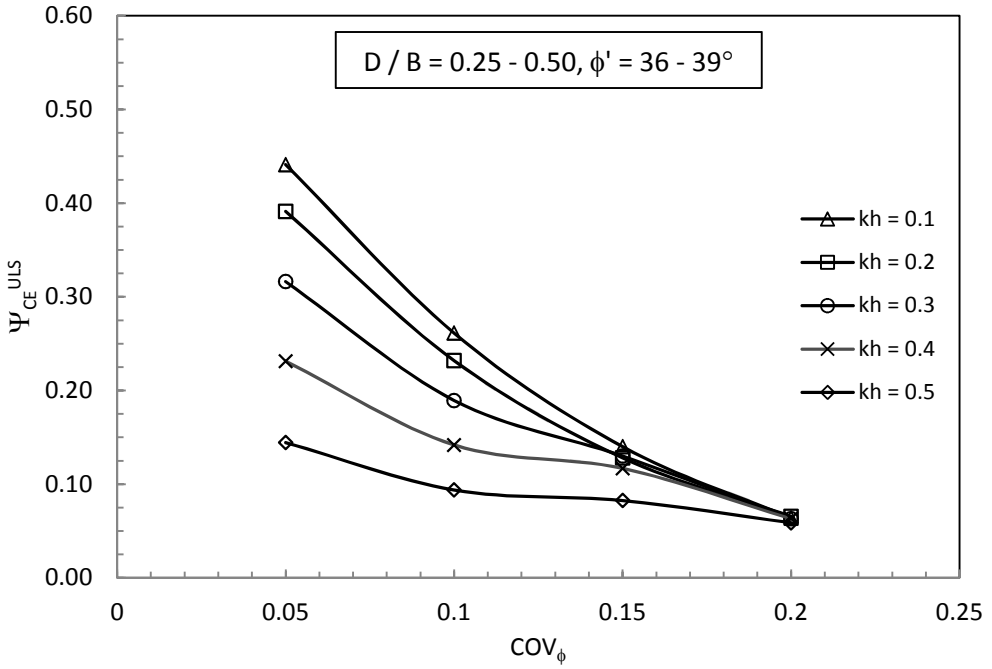

Şekil 6.6. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 - 0.25, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



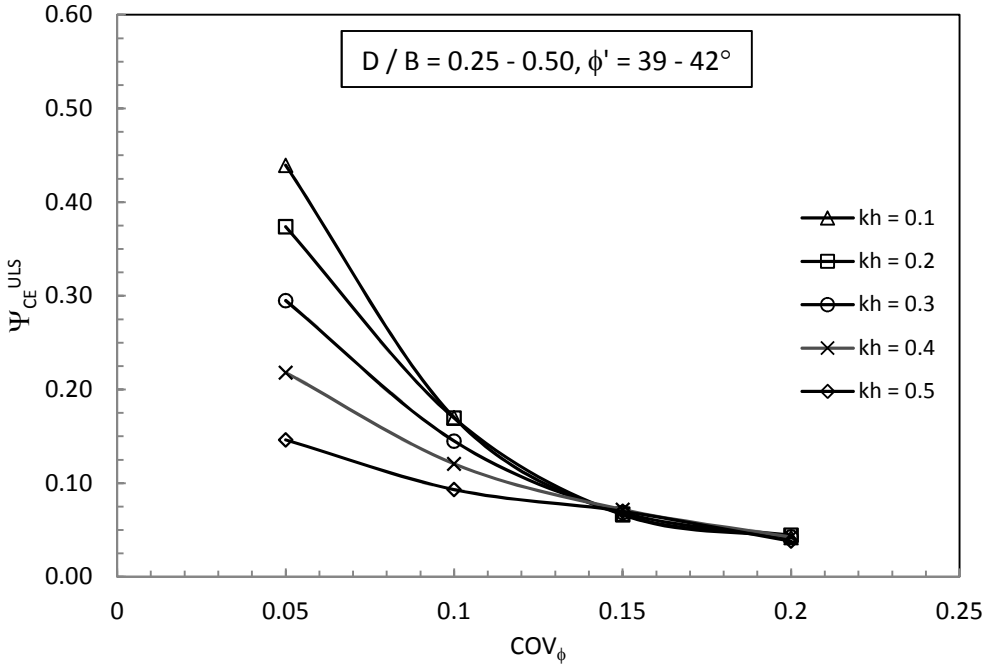

Şekil 6.7. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



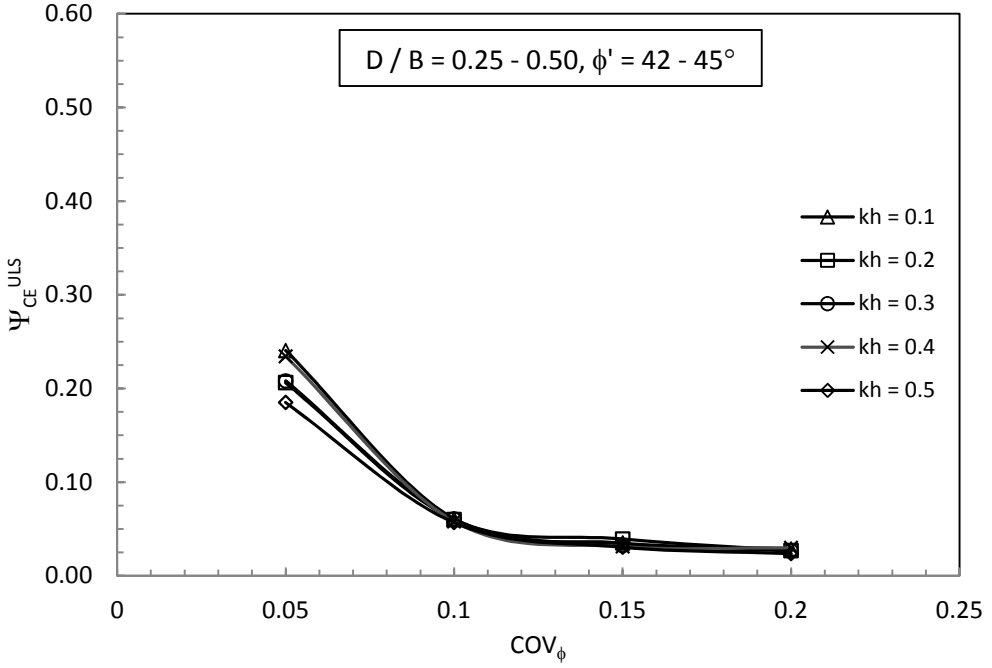

Şekil 6.8. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



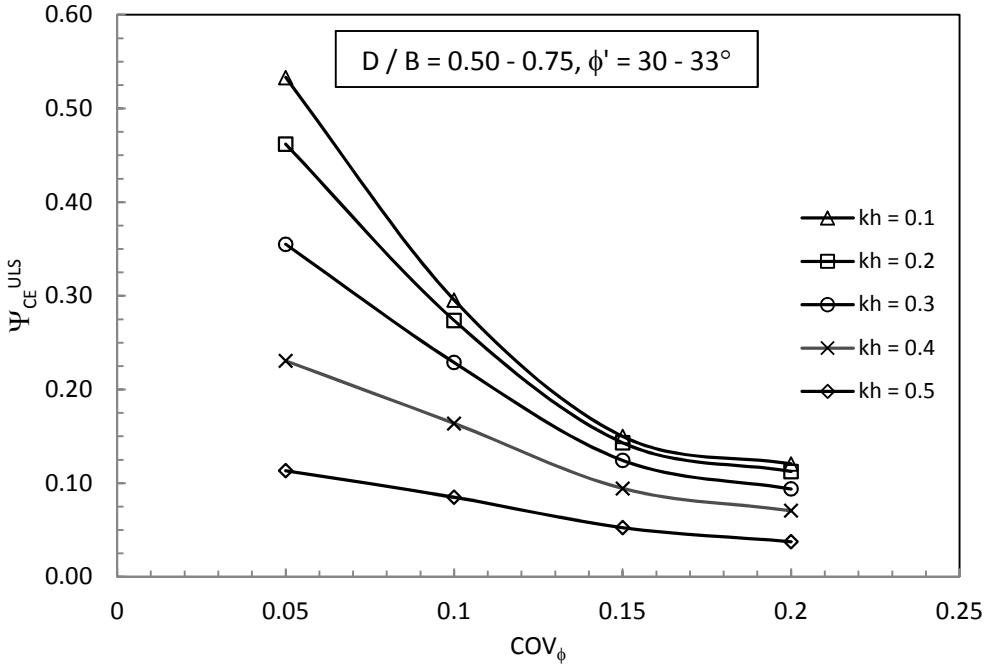

Şekil 6.9. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



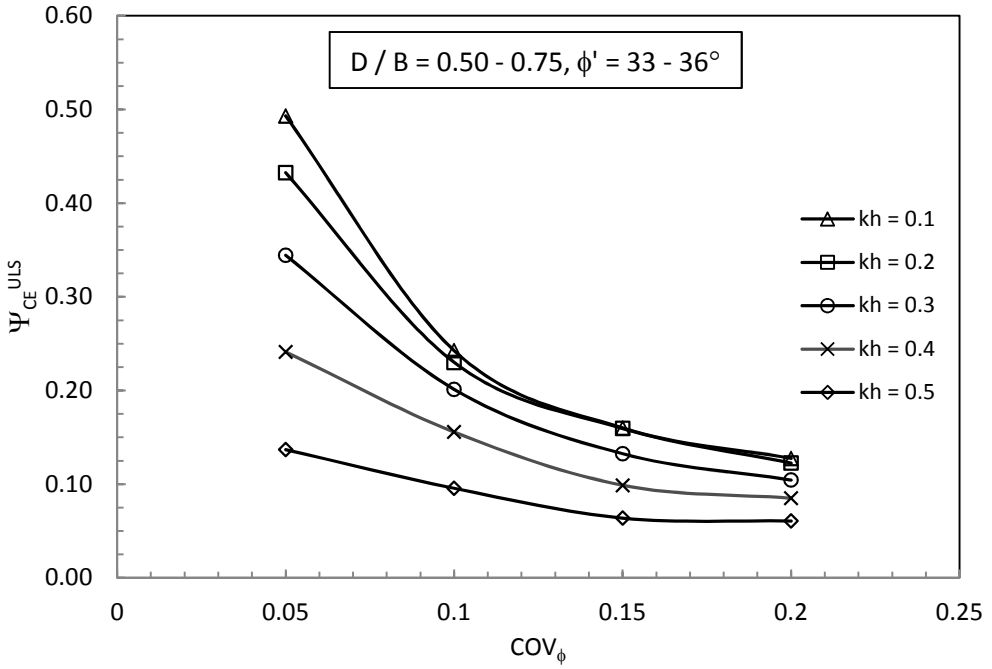

Şekil 6.10. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50}$ = $\Psi_{CE}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



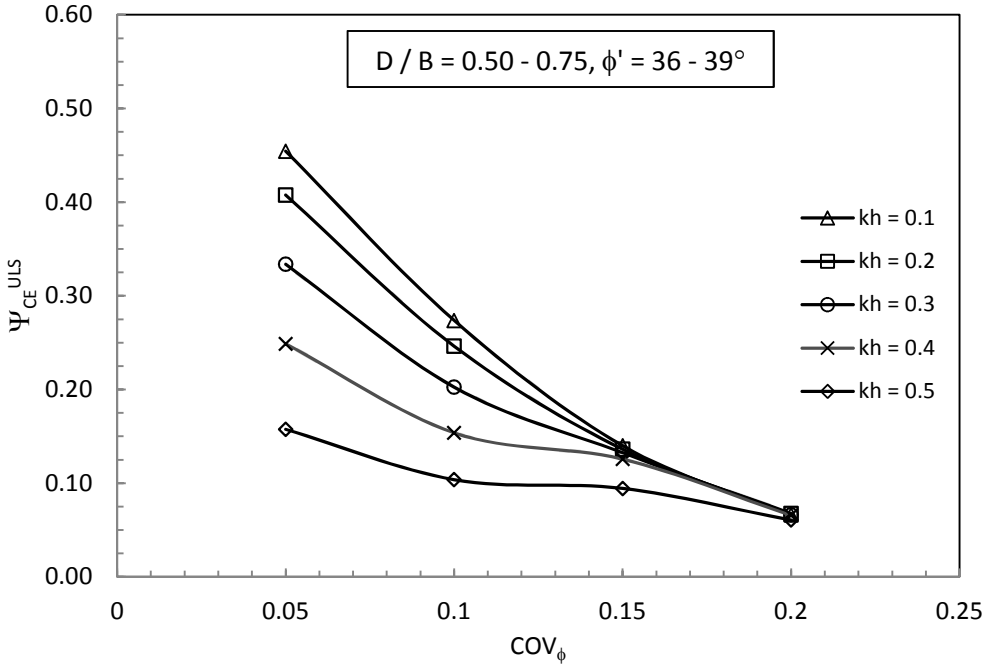

Şekil 6.11. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50}$ = $\Psi_{CE}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



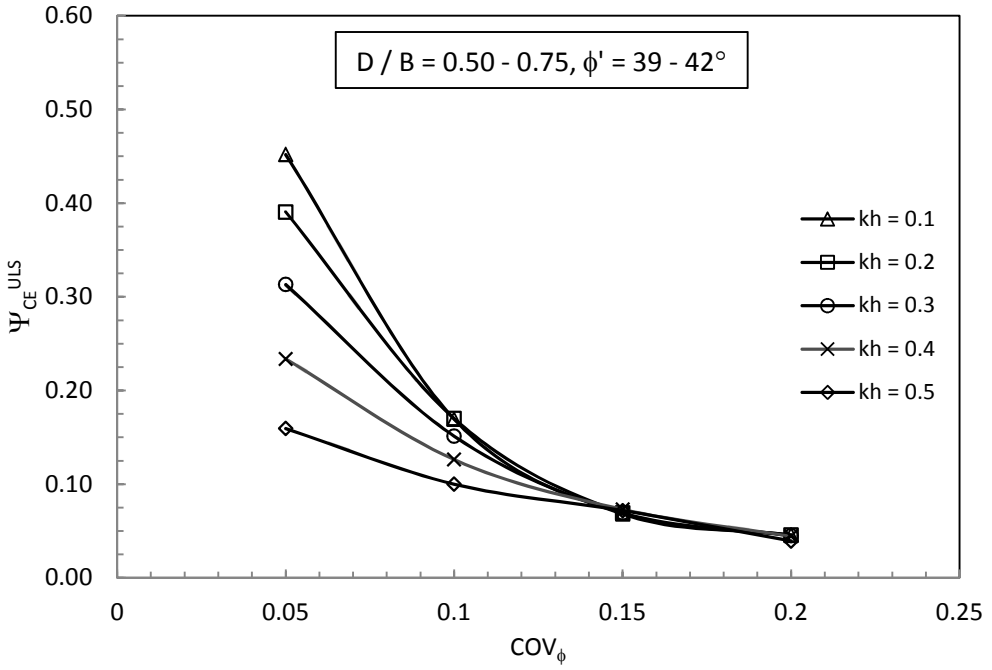

Şekil 6.12. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



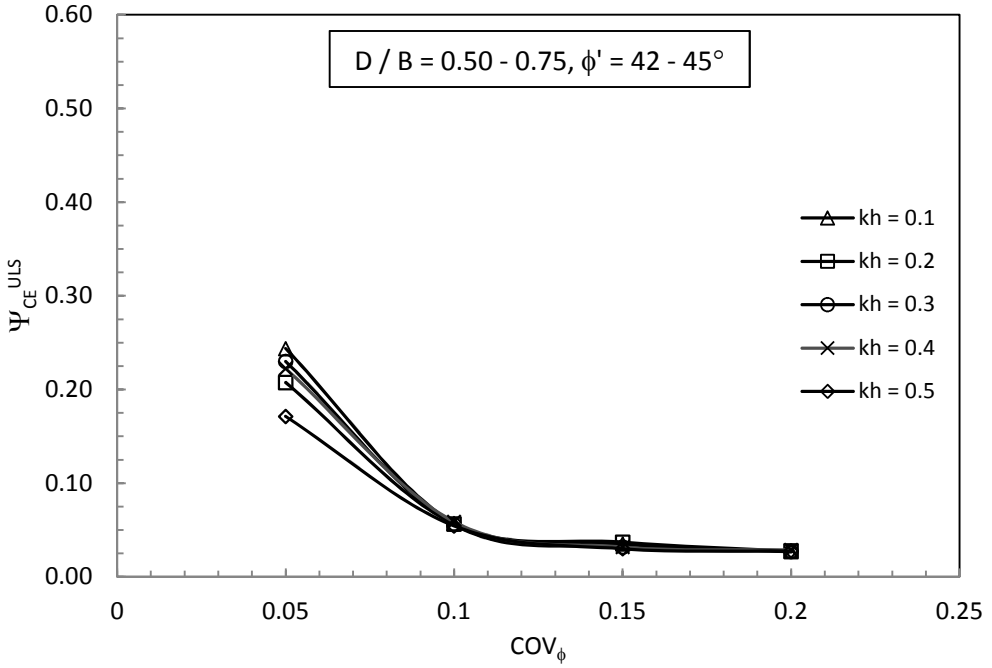

Şekil 6.13. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



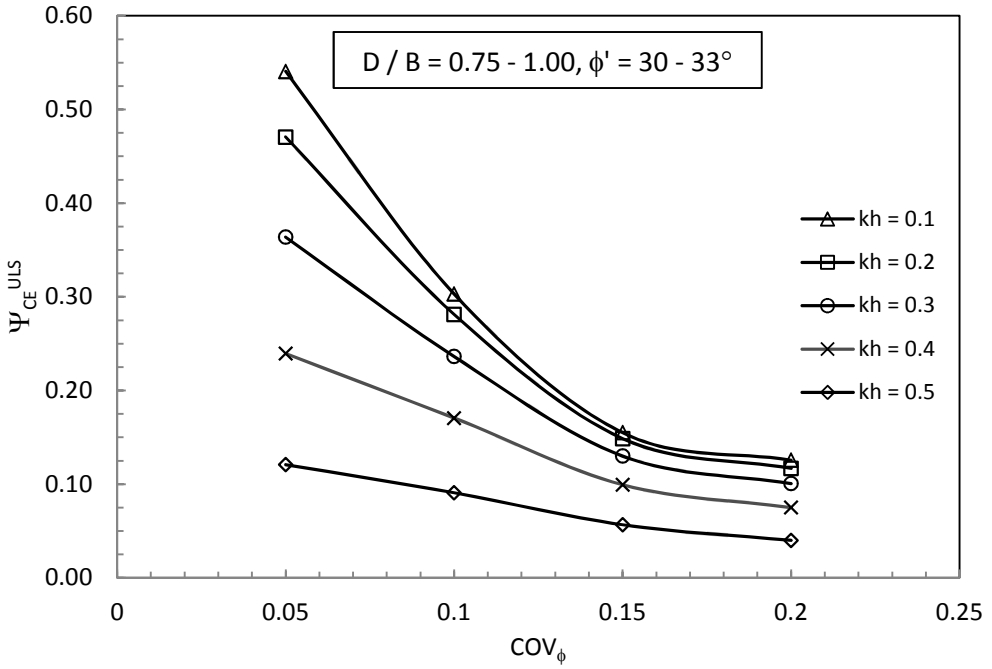

Şekil 6.14. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



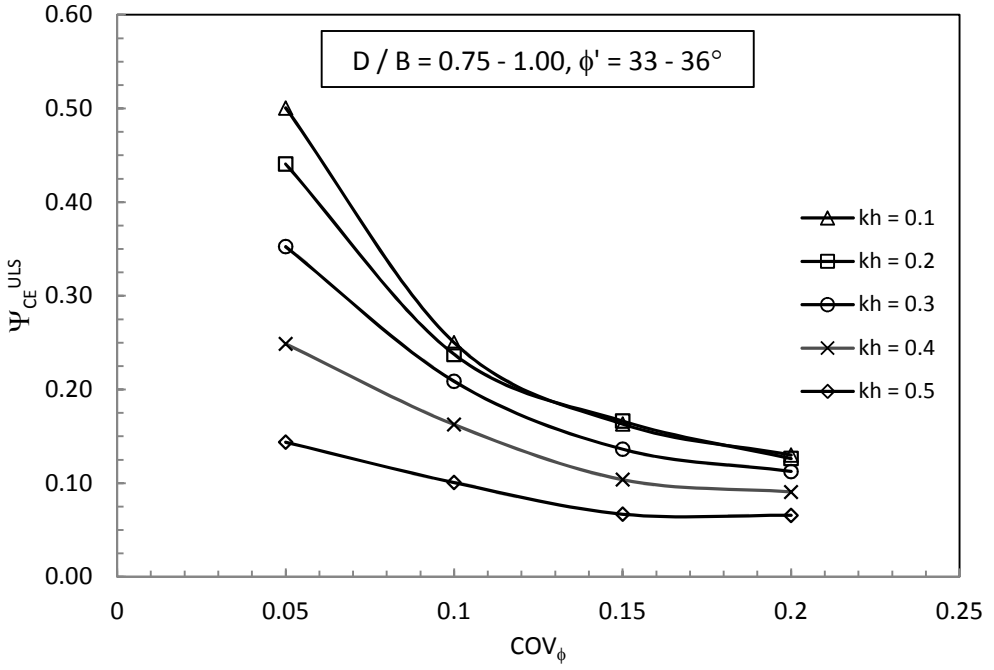

Şekil 6.15. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



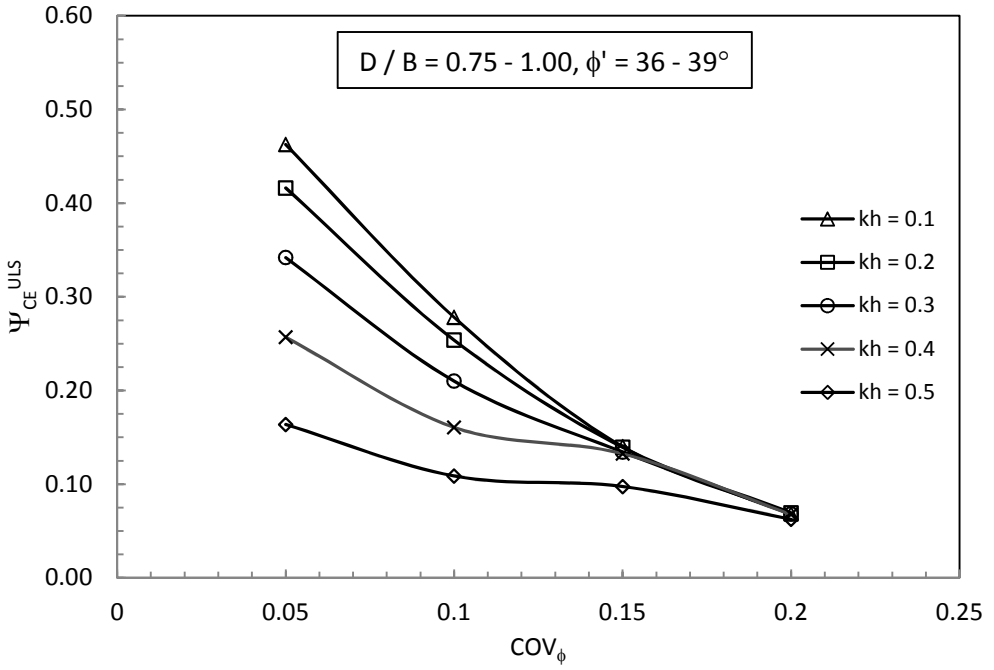

Şekil 6.16. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



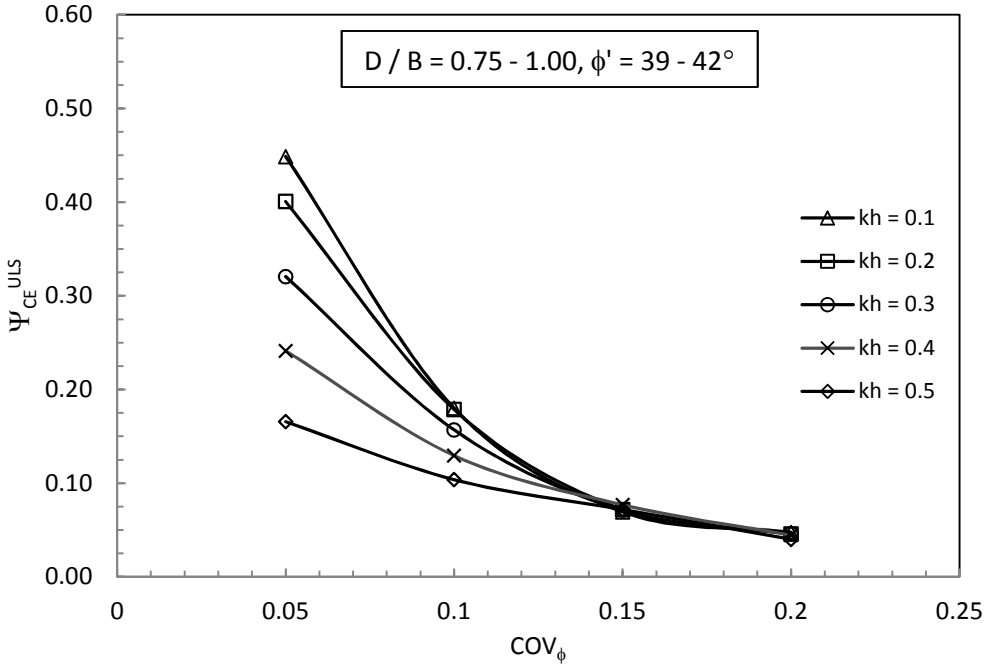

Şekil 6.17. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 30 - 33° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



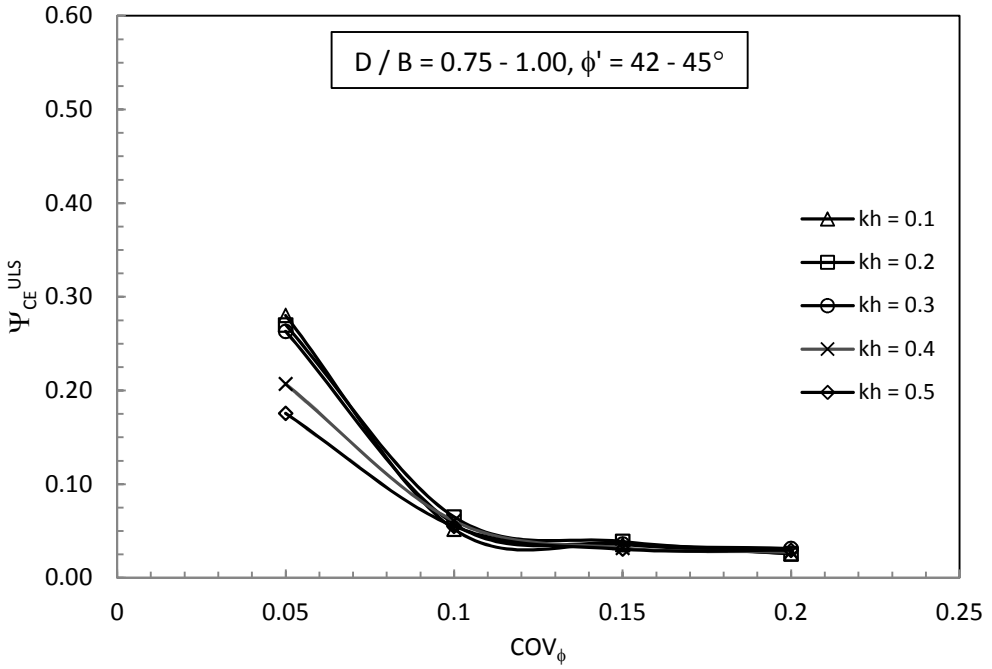

Şekil 6.18. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 33 - 36° için $F_{50}$ = $\Psi_{CE}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları




Şekil 6.19. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 36 - 39° için $F_{50}$ = $\Psi_{CE}^{ULS}Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları



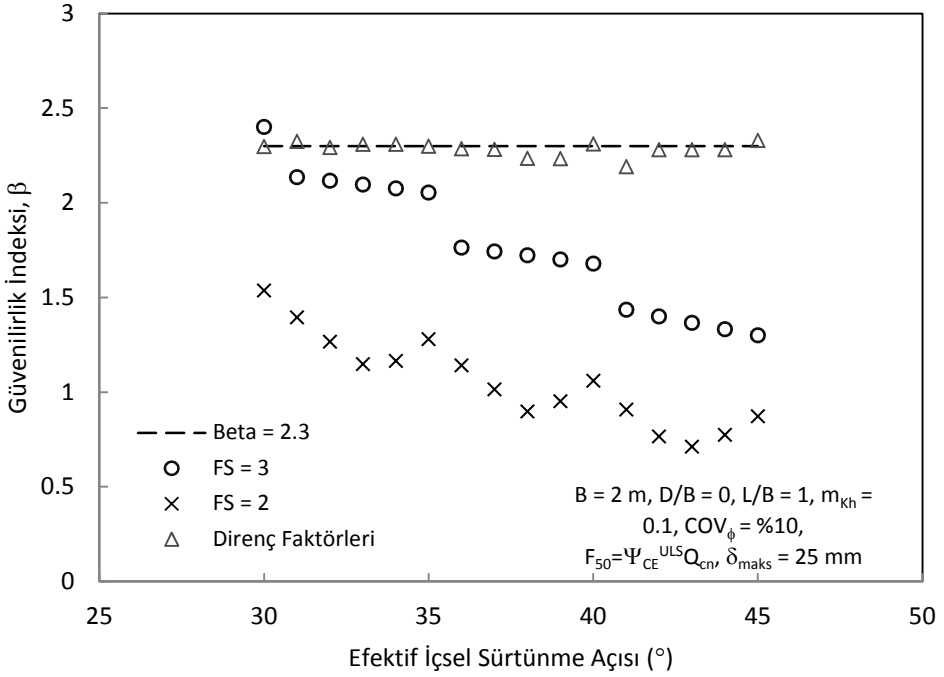

Şekil 6.20. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 39 - 42° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları




Şekil 6.21. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00, ϕ' = 42 - 45° için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

direnç faktörleri 2.3 civarında hedef güvenililirlik indeksini sağlaması için Eş. 6.9'a uygulanmıştır. Uygulanan direnç faktörlerinin güvenilirlik indeksinde sağladığı tekdüzelik ortalama sapma değerlerine bakılarak değerlendirilir. Hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri ve sismik direnç faktörlerinin sayısal değerleri Ek-1'de verilmiştir. Buna göre sırasıyla D / B = 0.00 - 0.25, D / B = 0.25 - 0.50, D / B = 0.50 - 0.75, D / B = 0.75 - 1.0 için maksimum ortalama hedef güvenilirlik indeksinden sapma 0.18, 0.19, 0.21 ve 0.23'tür.

Şekil 6.22'de kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde güvenlik faktörleri 2 ile 3 kullanılarak hesaplanan ve yük ve direnç faktörleriyle elde edilen güvenilirlik seviyeleri gösterilmektedir. Şekil 6.22'den anlaşılacağı üzere deprem yükleri altında kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin tasarımı hedef güvenilirlik indeksinden çok küçük dolayısıyla istenilen yenilme olasılığından daha büyük olabilmektedir. Güvenlik katsayısı 3 ve efektif içsel sürtünme açısının 30° kullanılarak yapılan tasarım haricindeki incelenen diğer durumların hiçbirisi sismik yükler altındaki yüzeysel temelin hedef güvenilirlik indeksini sağlamamaktadır.




Şekil 6.22. Sismik yük etkisindeki sığ temellerin izin verilebilir ve direnç faktörleri ile tasarımların güvenilirlik seviyelerinin karşılaştırması

## 6.3. Özet

Bu bölümde kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı araştırılmıştır. Sığ temellerin deprem kuvvetleri ektisinde taşıma gücü faktörlerinin kullanabilmesi için temele gelen deprem kuvvetlerinin saptanması gerekir. Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmeliğine (1999) göre örnek bir bina için yatay yükün düşey yüke oranı değerleri hesaplanmıştır. Deprem kuvvetleri etkisinde taşıma gücü faktörlerinin değişimi göz önüne alınarak drenajlı yükleme koşullarında güvenirliğe dayalı tasarım eşitlikleri nihai denge durumu için geliştirilmiştir. Nihai sınır denge güvenilirliğe dayalı tasarım eşitlikleri, hedef güvenilirlik indeksi β = 2.3'ü sağlaması amacıyla kalibre edilmiştir. Drenajlı koşullarda basitleştirimiş güvenilirliğe dayalı tasarım biçimi için aşağıdaki eşitlik seçilmiştir:

$$F_{50} = \psi_{CE}^{ULS} Q_{cn} \tag{6.10}$$

Burada $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelebilecek ölü, hareketli ve deprem yüklerinden oluşan toplam yük, $\psi_{CE}^{ULS}$ = D / B = 0.00 – 0.25 için Şekil 6.2, Şekil 6.3, Şekil 6.4, Şekil 6.5, Şekil 6.6, D / B = 0.25 – 0.50 için, Şekil 6.7, Şekil 6.8, Şekil 6.9, Şekil 6.10, Şekil 6.11, D / B = 0.50 – 0.75 için, Şekil 6.12, Şekil 6.13, Şekil 6.14, Şekil 6.15, Şekil 6.16, D / B = 0.75 – 1.00 için Şekil 6.17, Şekil 6.18, Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'deki sismik direnç faktörleri, $Q_{cn}$ = nominal net taşıma gücüdür. Eşitlik kullanılarak elde edilen hedef güvenilirlik indeksinden ortalama sapma değerleri D/B = 0 - 0.25, D/B = 0.25 - 0.50, D/B = 0.50 - 0.75, D/B = 0.75 - 1 için sırasıyla 0.18, 0.19, 0.21 ve 0.23'dür.

# 7. SIĞ TEMEL VE FORE KAZIKLARIN DETERMİNİSTİK OPTİMİZASYONU

## 7.1. Giriş

Bütün temeller stabil olma, aşırı deformasyon yapmama ve ekonomik olma şartlarına göre tasarlanır. Bu üç faktör birbiriyle ilişkilidir. Fakat analiz amacıyla birbirlerinden ayrılırlar [Kulhawy ve ark., 1983]. Tasarlanan temelin yapısal unsurları ve çevreleyen zemini yenilmeden uzak olmalı (nihai sınır durum: ULS) ve kullanımına ya da desteklediği yapıya zarar veren sakıncalı (hizmet verebilirlik sınır durumu: SLS) deformasyon göstermemelidir [Yu Wang ve Kulkawy, 2008]. ULS ve SLS tasarımları deneme yanılma yöntemine göre yapılmaktadır. Deneme tasarımı parametreleri seçilerek ULS ve SLS kriterlerini sağlayıp sağlamadığı kontrol edilir; kriterler sağlanmıyorsa deneme tasarımı gözden geçirilerek düzeltilir. İdeal olan ULS ve SLS kriterlerini sağlayan tasarımın en düşük maliyete sahip olmasıdır. Fakat nihai tasarımın ekonomik olarak en düşük maliyete sahip olduğunun garantisi yoktur. Bu bölümde temellerin ULS ve SLS kriterleri sağlanırken minimum maliyeti verecek şekilde tasarımının yapılması hedeflenmektedir.

## 7.2. Yapım Maliyet Hesaplamaları

Temelin maliyeti, maliyeti oluşturan her işlemin miktarı ile bu işlemin birim fiyatının çarpılması ile hesaplanabilir. Sığ temel için maliyet işlemleri kazı, kalıp, beton, donatı çeliği ve dolgudan oluşmaktadır. Fore kazık için ise yapım maliyeti, kazı, beton ve donatı çeliği kalemlerinden ibarettir. Dikdörtgen ve dairesel sığ temeller ile fore kazıklar için yapım maliyetlerinin belirlenmesinde kullanılabilecek eşitlikler Çizelge 7.1'de verilmiştir.

Burada B = Temel eni veya çapı, L = Temel boyu, D = Temel derinliği, t= Temel kalınlığı, $B_0$ = En boyunca fazla kazı mesafesi (0.3 m), $L_0$ = Boy boyunca fazla kazı mesafesi (0.3 m), k =Orantı katsayısı, Z= Yapım maliyeti, $c_e$, $c_f$, $c_c$, $c_{gc}$, $c_r$, ve $c_b$=

Birim fiyatlar, $Q_e$, $Q_f$, $Q_c$, $Q_{gc}$, $Q_r$, ve $Q_b$ = sırasıyla kazı, kalıp, beton, grobeton, donatı çeliği ve dolgu miktarlarıdır.

Çizelge 7.1. Sığ temel ve fore kazık maliyet miktarlarının hesaplanması

| | Sığ temel | | Fore kazık |
|---|---|---|---|
| | Dikdörtgen | Dairesel | |
| Kazı | $Q_e[m^3] = (B + B_0)(L + L_0)D$ | $Q_e[m^3] = \pi(B + 2B_0)D$ | $Q_e[m] = D$ |
| Kalıp | $Q_f[m^2] = 2t(B + L)$ | $Q_f[m^2] = \pi Bt$ | - |
| Beton | $Q_c[m^3] = BLt$ | $Q_c[m^3] = \pi B^2 t/4$ | $Q_c[m^3] = \pi B^2 D/4$ |
| Grobeton | $Q_{gc}[m^3] = 0.1BL$ | $Q_{gc}[m^3] = 0.1\pi B^2/4$ | - |
| Donatı çeliği | $Q_r[kg] = kQ_c$ | $Q_r[kg] = kQ_c$ | $Q_r[kg] = kQ_c$ |
| Dolgu | $Q_b[m^3] = Q_e - Q_c$ | $Q_b[m^3] = Q_e - Q_c$ | - |
| Toplam yapım maliyeti | $Z = Q_e c_e + Q_f c_f + Q_c c_c + Q_{gc} c_{gc} + Q_r c_r + Q_b c_b$ | $Z = Q_e c_e + Q_f c_f + Q_c c_c + Q_{gc} c_{gc} + Q_r c_r + Q_b c_b$ | $Z = Q_e c_e + Q_r c_r$ |

Sığ temel inşaasında fazla kazı yapılması kalıp ve beton işçiliği için gereklidir. Maliyet hesaplamalarında fazla kazı mesafeleri ($B_0$, $L_0$) 0.3 m olarak kabul edilebilir [Bledsoe, 1992]. Ayrıca sığ temeller için kazı sonrasında 10 cm kalınlığında grobeton kullanıldığı varsayılmıştır. Kullanılan beton miktarı ile donatı çeliği arasında yapım elemanının türüne göre bir ilişki vardır. Bu değer Means (1990) tarafından temeller için orantılılık katsayısı (k) olarak verilmiştir. Orantılılık katsayısı, hesaplanan beton miktarından donatı çeliği miktarının ortalama olarak elde edilmesini sağlamaktadır ve 29.67 kg/m$^3$ olarak alınabileceği belirtilmiştir [Means, 1990]. Bu çalışma kapsamında Türkiye şartlarında temellerin optimizasyonu için Çevre ve Şehircilik Bakanlığı İnşaat ve Tesisat Analiz ve Birim Fiyatları kullanılmıştır. Optimizasyonda temel inşasında kullanılan kalemlerin birim fiyat

tanımlamaları Çizelge 7.2'de, birim fiyatların analiz ve ayrıntıları ise EK-2'de verilmiştir. Temel yapım maliyetlerinin karşılaştırmasını yapabilmek için birim fiyat değerleri ise 2008, 2009, 2010 ve 2011 yıllarına göre Çizelge 7.3'de sunulmuştur. Birim fiyat yıllarına göre karşılaştırma yapılmayan durumlar dışında optimizasyonların hepsinde 2011 yılı birim fiyatları kullanılmıştır.

Fore kazıklar için maliyet birimlerinin hesaplanmasında fore kazık birim fiyatları kullanılmıştır. Buna göre birim fiyatta kazı ve beton aynı kalemde belirtilmiştir. Ayrıca fore kazıklarda orantılılık katsayısı sığ temel ile aynı alınmıştır.

Birim fiyatlarda belirsizlik olduğu ve bunun hesaplamalarında %5-10 aralığında duyarlılığa sahip olduğu unutulmamalıdır [Means, 1990]. Maliyetin değişebilirliği noktasal hesaplama yöntemi gibi tekniklerle belirlenebilir [Case, 1972]. Fakat bu çalışmalar tez konusu kapsamı dışındadır ve Means (1990) ile Case (1972)'de ayrıntılara ulaşılabilir.

Çizelge 7.2. Optimizasyonda kullanılan birim fiyat tanımları

| Poz No / birim | Tanım |
|---|---|
| 15.001/2B ($TL/m^3$) | Makine ile her derinlikte yumuşak ve sert toprağın kazılması (gevşek ve bitkisel toprak, gevşek silt, kum, kil, siltli kil, kumlu kil, gevşek kil, killi kum ve çakıl, kürekle atılabilen taşlı toprak ve benzeri zeminler) |
| 21.017/1 ($TL/m^2$) | Plywood (film kaplı) ile yapılan düz yüzeyli çıplak beton ve betonarme kalıbı (hiç bir kaplama malzemesi ve boya yapılmayacak beton ve betonarme yüzeylerde) |
| 21.024 ($TL/m^2$) | Eğri yüzeyli çıplak beton, betonarme kalıbı (hiç bir kaplama malzemesi ve boya yapılmayacak beton ve betonarme yüzeylerde) |
| 23.015 (TL/ton) | $\phi$ 14- $\phi$ 28 mm nervürlü lik beton çelik çubuğunun bükülmesi, yerine konulması. |

Çizelge 7.2. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyat tanımları

| Poz No / birim | Tanım |
|---|---|
| 16.059/1A ($TL/m^3$) | Satın alınan ve beton pompasıyla basılan, basınç dayanım sınıfı C 30/37 (BS 30) olan hazır beton dökülmesi (beton nakli dahil) |
| 15.140/4 ($TL/m^3$) | Makine ile tuvenan kum çakıl temin edilerek, makine ile serme, sulama, sıkıştırma yapılması |
| 16.002/MK ($TL/m^3$) | 200 dozlu demirsiz beton |
| 16.068/MK (TL/m) | ϕ 20 cm çapında fore kazık (her boyda mini kazık) yapılması |
| 16.069/MK (TL/m) | ϕ 30 cm çapında fore kazık yapılması |
| 16.060/1/MK (TL/m) | ϕ 45 cm çapında fore kazık yapılması 0-16 m arası (16 m dahil) |
| 16.060/2/MK (TL/m) | ϕ 45 cm çapında fore kazık yapılması 16-24 m arası (16 m hariç- 24 m dahil) |
| 16.060/3/MK (TL/m) | ϕ 45 cm çapında fore kazık yapılması 24-32 m arası (24 m hariç- 32 m dahil) |
| 16.061/1/MK (TL/m) | ϕ 65 cm çapında fore kazık yapılması 0-16 m arası (16 m dahil) |
| 16.061/2/MK (TL/m) | ϕ 65 cm çapında fore kazık yapılması 16-24 m arası (16 m hariç- 24 m dahil) |
| 16.061/3/MK (TL/m) | ϕ 65 cm çapında fore kazık yapılması 24-32 m arası (24 m hariç- 32 m dahil) |
| 16.062/1/MK (TL/m) | ϕ 80 cm çapında fore kazık yapılması 0-16 m arası (16 m dahil) |
| 16.062/2/MK (TL/m) | ϕ 80 cm çapında fore kazık yapılması 16-24 m arası (16 m hariç- 24 m dahil) |
| 16.062/3/MK | ϕ 80 cm çapında fore kazık yapılması 24-32 m arası (24 m hariç- 32 |

Çizelge 7.2. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyat tanımları

| Poz No / birim | Tanım |
|---|---|
| (TL/m) | m dahil) |
| 16.063/1/MK (TL/m) | ϕ 100 cm çapında fore kazık yapılması 0-16 m arası (16 m dahil) |
| 16.063/2/MK (TL/m) | ϕ 100 cm çapında fore kazık yapılması 16-24 m arası (16 m hariç-24 m dahil) |
| 16.063/3/MK (TL/m) | ϕ 100 cm çapında fore kazık yapılması 24-32 m arası (24 m hariç-32 m dahil) |
| 16.064/1/MK (TL/m) | ϕ 120 cm çapında fore kazık yapılması 0-16 m arası (16 m dahil) |
| 16.064/2/MK (TL/m) | ϕ 120 cm çapında fore kazık yapılması 16-24 m arası (16 m hariç-24 m dahil) |
| 16.064/3/MK (TL/m) | ϕ 120 cm çapında fore kazık yapılması 24-32 m arası (24 m hariç-32 m dahil) |

Çizelge 7.3. Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar

| Poz No / birim | Birim Fiyat | | | |
|---|---|---|---|---|
| | 2008 | 2009 | 2010 | 2011 |
| 15.001/2B (TL/$m^3$) | 2.76 | 2.98 | 3.24 | 3.58 |
| 21.017/1 (TL/$m^2$) | 20.14 | 22.1 | 22.95 | 24.54 |
| 21.024 (TL/$m^2$) | 55.81 | 64.88 | 65.80 | 67.93 |
| 23.015 (TL/ton) | 1479.06 | 1384.06 | 1494.19 | 1964.38 |
| 16.059/1A (TL/$m^3$) | 119.29 | 120.85 | 120.99 | 125.06 |
| 15.140/4 (TL/$m^3$) | 3.68 | 3.88 | 4.28 | 4.75 |
| 16.002/MK (TL/$m^3$) | 77.49 | 82.38 | 84.81 | 90.99 |
| 16.068/MK (TL/m) | 32.93 | 36.3 | 38.69 | 42.20 |
| 16.069/MK (TL/m) | 54.24 | 59.69 | 63.38 | 69.15 |
| 16.060/1/MK (TL/m) | 84.59 | 92.66 | 98.39 | 106.85 |
| 16.060/2/MK (TL/m) | 93.86 | 102.96 | 109.54 | 119.00 |

Çizelge 7.3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar

| Poz No / birim | Birim Fiyat | | | |
|---|---|---|---|---|
| | 2008 | 2009 | 2010 | 2011 |
| 16.060/3/MK (TL/m) | 102.74 | 112.81 | 120.23 | 130.65 |
| 16.061/1/MK (TL/m) | 139.31 | 152.16 | 161.04 | 174.69 |
| 16.061/2/MK (TL/m) | 147.58 | 161.34 | 171.04 | 185.58 |
| 16.061/3/MK (TL/m) | 160.88 | 176.11 | 187.06 | 203.03 |
| 16.062/1/MK (TL/m) | 184.15 | 200.69 | 211.84 | 229.59 |
| 16.062/2/MK (TL/m) | 197.05 | 215.01 | 227.40 | 246.54 |
| 16.062/3/MK (TL/m) | 214.39 | 234.25 | 248.31 | 269.31 |
| 16.063/1/MK (TL/m) | 259.05 | 281.66 | 296.60 | 321.10 |
| 16.063/2/MK (TL/m) | 271.35 | 295.3 | 311.46 | 337.28 |
| 16.063/3/MK (TL/m) | 292.7 | 319.03 | 337.25 | 365.36 |
| 16.064/1/MK (TL/m) | 337.79 | 366.6 | 385.14 | 416.64 |
| 16.064/2/MK (TL/m) | 353.9 | 384.5 | 404.65 | 437.88 |
| 16.064/3/MK (TL/m) | 378.89 | 412.24 | 434.86 | 470.76 |

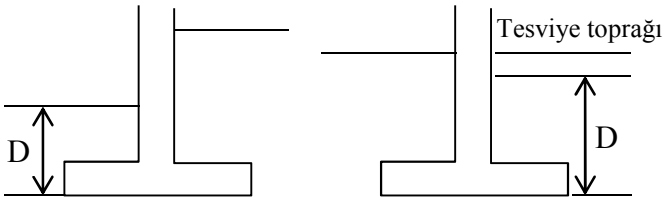
## 7.3. Sığ Temellerin Tasarımı

Sığ temellerin tasarımı, taşıma gücü sonuçlarını, oturma hesaplamalarını ve minimum temel derinliği gibi diğer değerlendirmelerin analiz edilmesini kapsar. Temel tasarımında dikkat edilmesi gerekli tanımlar ve parametreler bulunmaktadır. Bunlar aşağıda kısaca açıklanacaktır.

Temel derinliği (D) analiz sonucunda gerekli olan temel kalınlığını karşılayabilecek büyüklükte olmalıdır. Bu derinlik en düşük zemin yüzeyinden temelin tabanına kadar ölçülür (Şekil 7.1).

Sığ temelin derinliği, don derinliği, bitkisel ve organik zemin veya kontrolsüz dolgu mevcudiyeti, oyulma olayları ile deprem yükleri altında sıvılaşma veya kayma mukavemetinin yitirilmesi durumunun söz konusu olduğu tabaka gözetilerek belirlenir. Kare, dikdörtgen ve sürekli temeller için Cudoto (2001) tarafından

önerilen çeşitli yükler için minimum derinlikler Çizelge 7.4 ve Çizelge 7.5'de verilmiştir.




Şekil 7.1. Temel gömülme derinliği

Çizelge 7.4. Kare ve dikdörtgen temeller için minimum gömülme derinliği

| Yük, P (kN) | Minimum D (mm) |
|---|---|
| 0-300 | 300 |
| 300-500 | 400 |
| 500-800 | 500 |
| 800-1100 | 600 |
| 1100-1500 | 700 |
| 1500-2000 | 800 |
| 2000-2700 | 900 |
| 2700-3500 | 1000 |

Çizelge 7.5. Sürekli temeller için minimum gömülme derinliği

| Yük, P (kN/m) | Minimum D (mm) |
|---|---|
| 0-170 | 300 |
| 170-250 | 400 |
| 250-330 | 500 |
| 330-410 | 600 |
| 410-490 | 700 |
| 490-570 | 800 |
| 570-650 | 900 |
| 650-740 | 1000 |

Sığ temelin genişliği diğer geometrik parametrelerden bir tanesidir. Üniform zemin profillerinde taşıma gücü ve oturma şartları genellikle temel genişliği (B) arttırarak karşılanır. Tekil temellerde temel genişliği (B), iki boyuttan küçük olan olarak tanımlanır. Böylelikle temel uzunluğu (L), B'den büyük veya eşit olmalıdır. Bununla birlikte TS500'de (2000) temel genişliğinin 0.70 m'den, alanının 1,0 $m^2$ den, kalınlığının ise 250 mm den küçük olamayacağı belirtilmiştir.

Temellerin tasarımı ise aşağıdaki belirtilen ULS ve SLS kriterlerine göre yapılır. ULS'de nihai net taşıma gücü bir emniyet faktörüne bölünür:

$$FS = \frac{q_{ult}}{\frac{F+W_f}{A} - - Ud} \tag{7.1}$$

$$\delta \leq \delta_{maks} \tag{7.2}$$

Burada, $q_{ult}$= nihai taşıma gücü, F= uygulanan düşey yük, A = temel alanı, $\delta$: temelin oturma miktarı, $\delta_{maks}$= temelin izin verilen maksimum oturma miktarı, $W_f$= temel ağırlığıdır. Yapı yönetmeliklerinin çoğunda tasarım emniyet faktörleri açıkça belirtilmez. Bu nedenle, mühendisler F.S.'yi seçerken kendi sağduyu ve profesyonel yargılarını kullanmalıdır. Bir tasarım emniyet faktörü seçerken dikkate alınacak maddeler aşağıdakileri kapsamaktadır [Coduto, 2001]:

• Zemin tipi: Killerdeki kayma dayanımı kumlardakinden daha az güvenilir olup, yenilmeler kumlardan çok killerde meydana gelmiştir. Bu nedenle, killerde daha yüksek emniyet faktörleri kullanılır.

• Arazi tanımlama verileri: Yeraltı araştırması ve laboratuvar veya arazi deneyi kısıtlı olan projelerde zemin parametrelerinin tasarımı açısından daha çok belirsizlik olduğundan, daha yüksek emniyet faktörleri gerektirirler. Ancak, kapsamlı arazi tanımlama verisi mevcut olduğu zaman, daha az belirsizlik vardır. Bu yüzden, daha düşük emniyet faktörleri kullanılabilir.

• Zemin değişkenliği: Zemin profili düzensiz araziler üzerindeki projeler için, zemin profili üniform olanlardan daha yüksek emniyet faktörleri kullanılmalıdır.

• Yapının önemi ve bir yenilmenin sonuçları: Temel yenilmesinin çok feci olacağı hastaneler gibi önemli projeler için daha yüksek emniyet faktörleri kullanabilir. Aynı şekilde, sürekli yapılar, inşaat iskelesi gibi geçici yapılardan daha yüksek emniyet faktörleri gerektirir. Bacalar ve kuleler gibi yükseklik-genişlik oranı büyük yapılar yenilmeye maruz kalma olasılıkları daha fazla olduğundan yüksek emniyet faktörleri kullanarak tasarlanmalıdır.

• Tasarım yükünün herhangi bir zamanda gerçekleşme olasılığı: Tahıl siloları gibi bazı yapılar, aslında çok büyük olasılıkla tasarım yüklerini tecrübe ederler ve bu nedenle daha büyük bir emniyet faktörü kullanarak tasarlanabilirler. Ancak, kamu binaları çok daha az olasılıkla tasarım yükünü tecrübe ederler ve biraz daha düşük emniyet faktörü kullanabilirler.

Çizelge 7.6'da bu parametrelerin değişim aralığı ve emniyet faktörlerinin tipik değerleri görülmektedir. Geoteknik mühendisleri sığ temellerin taşıma gücü analizlerinde genellikle 2.5 ile 3.5 arasında bir emniyet faktörü kullanmaktadır. Bazen, 2.0 kadar düşük veya 4 kadar yüksek değerler de kullanılmaktadır.

Çizelge 7.6. Sığ temel için FS seçimi [Coduto, 2001]

| Zemin Türü | Kum | Kil |
|---|---|---|
| Arazi tanımlam verileri | Kapsamlı | Minimum |
| Zemin değişebilirliği | Üniform | Düzensiz |
| Yapının önemi ve yenilme sonucu durumu | Düşük | Yüksek |
| Tasarım yükünün gerçekleşme olasılığı | Düşük | Yüksek |
| F.S. Seçimi | | |
| Uç değerler | 2.0 | 4.0 |
| Tipik aralık | 2.5 | 3.5 |

## 7.4. Sığ Temellerin Deterministik Optimizasyonu

Kohezyonsuz zeminler üzerindeki yüzeysel temellerin deterministik optimizasyona dayalı tasarımı maliyet fonksiyonunu en düşük yapan değişkenleri bulmayı amaçlar. Deterministik optimizasyonda bütün kısıtlar göz önünde bulundurulur. Bunlar ULS ve SLS için güvenlik katsayısının (FS) karşılanması ve maksimum oturma miktarının ($\delta_{maks}$) aşılmamasıdır. Geometrik sınır kısıtlamaları TS 500'e (2000) göre belirlenmiştir: Temel genişliği 0.7 m'den büyük, 4 m'den küçük, temel derinliği 1 m'den büyük olmalıdır. Doğrusal eşitsizlik kısıtı olarak temel genişliği temel boyundan küçük veya eşit olmalıdır. Terzaghi taşıma gücü yönteminin kabullerinden birisi olan temel derinliğinin temel genişliğinden küçük olması şartına da özel olarak bu yöntemin kullanıldığı formülasyonlarda doğrusal eşitsizlik kısıtı olarak yer verilmiştir. SLS ve ULS kriterleri ile dikdörtgen temeller için temel genişliğinin temel boyuna oranının ondan küçük olması eğrisel kısıtlardandır. TS 500'e (2000) göre sığ temellerin alanının 1 $m^2$'den büyük olması gerektiği yine eğrisel kısıt olarak alınmıştır.

Kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin deterministik optimizasyonu temel genişliği, temel boyu ve temel derinliğinin en düşük maliyeti verecek şekilde bulunmasından ibarettir ve aşağıdaki şekilde ifade edilir:

Amaç fonksiyonu:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, L, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \tag{7.3}$$

Kısıtlar:

Sınır kısıtlamaları:
$0.7 \leq B \leq 4$ m, $D \geq 1$ m

Lineer eşitsizlik kısıtlamaları:
$B \leq L$, $D \leq B$ (Terzaghi Taşıma gücü yöntemi için)

Lineer olmayan kısıtlamalar:

ULS: $FS \geq FS_{target}$

SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$

$BxL \geq 1\ m^2$, $B/L \leq 10$ (dikdörtgen temel)

ULS kriterine göre sığ temelin drenajlı yükleme koşullarında tasarımı aşağıdaki eşitlikle ifade edilir:

$$c = F - \frac{Q_{tc} - W}{FS} \tag{7.4}$$

Burada F = temele gelen kuvvet, $Q_{tc}$ = taşıma gücü, W = temel ve temel için kazılan zeminin ağırlığı, c = sabittir. $Q_{tc}$ 3. bölümde anlatılan taşıma gücü yöntemlerinden bir tanesiyle elde edilebilir. SLS kriterine göre sığ temel tasarımı aşağıdaki şekilde ifade edilir:

$$c = \delta - \delta_{maks} \tag{7.5}$$

Burada $\delta$= temelin oturması, $\delta_{maks}$= temelin maksimum oturması, c = sabittir. $\delta$4. Bölümde değerlendirilmiş olan oturma hesaplama yöntemlerinden birisiyle hesaplanabilir.

Sığ temellerin deterministik optimizasyonunun parametrik çalışmasında temel genişliği, temel boyu ve temel derinliği tasarım değişkenleri olarak seçilmiştir. Birim hacim ağırlık değerleri 16 $kN/m^3$ ile 22 $kN/m^3$, zeminin elastisite modülü 10 MPa ile 75 MPa, efektif içsel sürtünme açısı 25° ile 45°, geleneksel ULS tasarımında kullanılan güvenlik katsayıları 2.0 ile 4.0, temele etkiyen yük 500 kN ile 7000 kN arasında alınarak parametrik çalışmanın olabildiğince geniş aralıkta değerler için uygulanması amaçlanmıştır. Poisson oranı 0.3 olarak değerlendirilmiştir.

Sığ temellerin elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman, birim fiyat yılı ve yatay yükün düşey yüke oranı odaklı deterministik optimizasyonlarının Kulhawy ve

YSA taşıma gücü, Mayne Poulos, Burland Burbidge ve YSA oturma analiz yöntemlerine göre incelemesi takip eden bölümde anlatılırken, Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic taşıma gücü ve Peck Bazaraa, Schmertmann oturma analiz yöntemlerinin karşılaştırmalı deterministik optimizasyon sonuçları toplu olarak EK-3'te verilmiştir.

### 7.4.1. Elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyon

Elastisite modülünün 10 – 75 MPa arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.7'de verilmiştir.

Çizelge 7.7. Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 20000 | 1.65 | 2.09 | 2.09 | 713 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 30000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 40000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 50000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 60000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 75000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 10000 | 4.00 | 4.00 | 6.98 | 4615 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 20000 | 3.36 | 3.36 | 3.36 | 1882 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 30000 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 955 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 40000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 50000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 60000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 75000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 10000 | 1.00 | 4.00 | 4.00 | 2250 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 20000 | 1.00 | 2.78 | 2.78 | 1142 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 30000 | 1.40 | 2.24 | 2.24 | 789 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 40000 | 1.92 | 1.97 | 1.97 | 649 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 50000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 60000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 75000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Schmertmann | 10000 | 1.18 | 1.18 | 11.78 | 2169 |

Çizelge 7.7. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Schmertmann | 20000 | 1.28 | 1.28 | 5.51 | 1116 |
| Kulhawy | Schmertmann | 30000 | 1.62 | 1.62 | 3.20 | 834 |
| Kulhawy | Schmertmann | 40000 | 1.84 | 1.84 | 2.30 | 699 |
| Kulhawy | Schmertmann | 50000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 60000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 75000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | YSA | 10000 | 1.00 | 1.43 | 5.63 | 1230 |
| Kulhawy | YSA | 20000 | 1.81 | 2.02 | 2.02 | 674 |
| Kulhawy | YSA | 30000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 40000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 50000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 60000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 75000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Hansen | Burland Burbidge | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| Hansen | Burland Burbidge | 20000 | 1.86 | 2.09 | 2.09 | 719 |
| Hansen | Burland Burbidge | 30000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 40000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 50000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 60000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 75000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| | | | | | | |
| Hansen | Mayne Poulos | 10000 | 4.00 | 4.00 | 6.98 | 4615 |
| Hansen | Mayne Poulos | 20000 | 3.36 | 3.36 | 3.36 | 1882 |
| Hansen | Mayne Poulos | 30000 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 955 |
| Hansen | Mayne Poulos | 40000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 50000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 60000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 75000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| | | | | | | |
| Hansen | Peck Bazaraa | 10000 | 1.00 | 4.00 | 4.00 | 2250 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 20000 | 1.00 | 2.78 | 2.78 | 1142 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 30000 | 1.56 | 2.27 | 2.27 | 818 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 40000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 50000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 60000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 75000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| | | | | | | |
| Hansen | Schmertmann | 10000 | 1.18 | 1.18 | 11.78 | 2169 |

Çizelge 7.7. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | Schmertmann | 20000 | 1.35 | 1.35 | 5.29 | 1134 |
| Hansen | Schmertmann | 30000 | 1.70 | 1.70 | 3.11 | 853 |
| Hansen | Schmertmann | 40000 | 1.93 | 1.93 | 2.24 | 716 |
| Hansen | Schmertmann | 50000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 60000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 75000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| | | | | | | |
| Hansen | YSA | 10000 | 1.00 | 1.79 | 4.74 | 1270 |
| Hansen | YSA | 20000 | 1.94 | 2.04 | 2.04 | 694 |
| Hansen | YSA | 30000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 40000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 50000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 60000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 75000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 20000 | 1.51 | 2.10 | 2.10 | 708 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 30000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 40000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 50000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 60000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 75000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 10000 | 4.00 | 4.00 | 6.98 | 4615 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 20000 | 3.36 | 3.36 | 3.36 | 1882 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 30000 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 955 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 40000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 50000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 60000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 75000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 10000 | 1.00 | 4.00 | 4.00 | 2250 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 20000 | 1.00 | 2.78 | 2.78 | 1142 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 30000 | 1.25 | 2.21 | 2.21 | 763 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 40000 | 1.87 | 1.96 | 1.96 | 641 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 50000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 60000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 75000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Schmertmann | 10000 | 1.33 | 1.33 | 10.90 | 2242 |

Çizelge 7.7. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | Schmertmann | 20000 | 1.29 | 1.29 | 5.47 | 1119 |
| Meyerhof | Schmertmann | 30000 | 1.62 | 1.62 | 3.20 | 834 |
| Meyerhof | Schmertmann | 40000 | 1.82 | 1.82 | 2.31 | 696 |
| Meyerhof | Schmertmann | 50000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 60000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 75000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | YSA | 10000 | 1.00 | 1.48 | 5.47 | 1234 |
| Meyerhof | YSA | 20000 | 1.74 | 2.01 | 2.01 | 664 |
| Meyerhof | YSA | 30000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 40000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 50000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 60000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 75000 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 20000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 30000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 40000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 50000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 60000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 75000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 10000 | 4.00 | 4.00 | 6.98 | 4615 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 20000 | 3.36 | 3.36 | 3.36 | 1882 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 30000 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 955 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 40000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 50000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 60000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 75000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 10000 | 1.00 | 4.00 | 4.00 | 2250 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 20000 | 1.00 | 2.78 | 2.78 | 1142 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 30000 | 1.74 | 2.30 | 2.30 | 850 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 40000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 50000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 60000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 75000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Schmertmann | 10000 | 1.17 | 1.18 | 11.81 | 2174 |

Çizelge 7.7. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | Schmertmann | 20000 | 1.34 | 1.34 | 5.32 | 1131 |
| Terzaghi | Schmertmann | 30000 | 1.81 | 1.81 | 3.00 | 879 |
| Terzaghi | Schmertmann | 40000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 50000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 60000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 75000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | YSA | 10000 | 1.00 | 1.51 | 5.38 | 1237 |
| Terzaghi | YSA | 20000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 30000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 40000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 50000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 60000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 75000 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Burland Burbidge | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| Vesic | Burland Burbidge | 20000 | 1.62 | 2.10 | 2.10 | 711 |
| Vesic | Burland Burbidge | 30000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 40000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 50000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 60000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 75000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 10000 | 4.00 | 4.00 | 6.98 | 4615 |
| Vesic | Mayne Poulos | 20000 | 3.36 | 3.36 | 3.36 | 1882 |
| Vesic | Mayne Poulos | 30000 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 955 |
| Vesic | Mayne Poulos | 40000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 50000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 60000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 75000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 10000 | 1.00 | 4.00 | 4.00 | 2250 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 20000 | 1.00 | 2.78 | 2.78 | 1142 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 30000 | 1.38 | 2.24 | 2.24 | 786 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 40000 | 1.87 | 1.96 | 1.96 | 642 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 50000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 60000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 75000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 10000 | 1.18 | 1.18 | 11.78 | 2169 |
| Vesic | Schmertmann | 20000 | 1.25 | 1.25 | 5.59 | 1109 |
| Vesic | Schmertmann | 30000 | 1.58 | 1.58 | 3.24 | 827 |
| Vesic | Schmertmann | 40000 | 1.80 | 1.80 | 2.33 | 693 |
| Vesic | Schmertmann | 50000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |

Çizelge 7.7. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

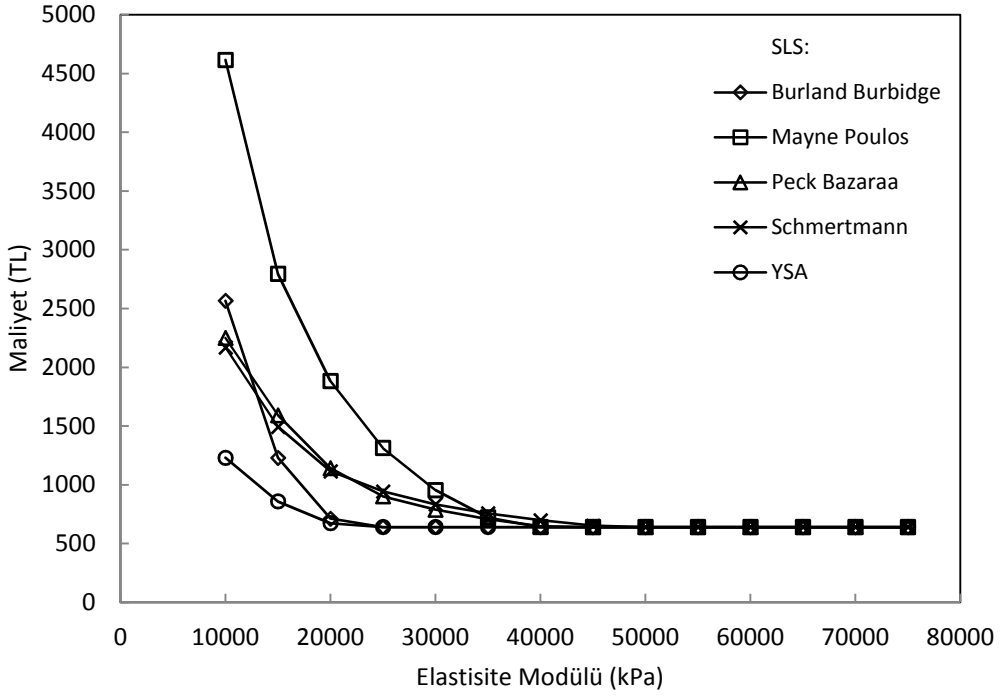
| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | Schmertmann | 60000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 75000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 10000 | 1.00 | 1.40 | 5.72 | 1227 |
| Vesic | YSA | 20000 | 1.77 | 2.01 | 2.01 | 668 |
| Vesic | YSA | 30000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 40000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 50000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 60000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 75000 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| YSA | Burland Burbidge | 10000 | 1.02 | 1.02 | 10.45 | 1690 |
| YSA | Burland Burbidge | 20000 | 1.00 | 2.11 | 2.11 | 693 |
| YSA | Burland Burbidge | 30000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 40000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 50000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 60000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 75000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 10000 | 4.00 | 4.00 | 6.98 | 4615 |
| YSA | Mayne Poulos | 20000 | 3.36 | 3.36 | 3.36 | 1882 |
| YSA | Mayne Poulos | 30000 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 955 |
| YSA | Mayne Poulos | 40000 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 566 |
| YSA | Mayne Poulos | 50000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 60000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 75000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Peck Bazaraa | 10000 | 1.00 | 4.00 | 4.00 | 2250 |
| YSA | Peck Bazaraa | 20000 | 1.00 | 2.78 | 2.78 | 1142 |
| YSA | Peck Bazaraa | 30000 | 1.00 | 2.16 | 2.16 | 718 |
| YSA | Peck Bazaraa | 40000 | 1.00 | 1.80 | 1.80 | 518 |
| YSA | Peck Bazaraa | 50000 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 413 |
| YSA | Peck Bazaraa | 60000 | 1.00 | 1.38 | 1.78 | 408 |
| YSA | Peck Bazaraa | 75000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Schmertmann | 10000 | 1.20 | 1.20 | 11.71 | 2188 |
| YSA | Schmertmann | 20000 | 1.32 | 1.33 | 5.38 | 1127 |
| YSA | Schmertmann | 30000 | 1.00 | 1.00 | 4.42 | 724 |
| YSA | Schmertmann | 40000 | 1.25 | 1.25 | 2.87 | 592 |
| YSA | Schmertmann | 50000 | 1.16 | 1.16 | 2.47 | 479 |
| YSA | Schmertmann | 60000 | 1.00 | 1.11 | 2.20 | 409 |
| YSA | Schmertmann | 75000 | 1.09 | 1.35 | 1.81 | 408 |
| YSA | YSA | 10000 | 1.00 | 1.14 | 6.80 | 1217 |
| YSA | YSA | 20000 | 1.00 | 1.19 | 2.77 | 539 |
| YSA | YSA | 30000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |

Çizelge 7.7. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü odaklı optimizasyonu

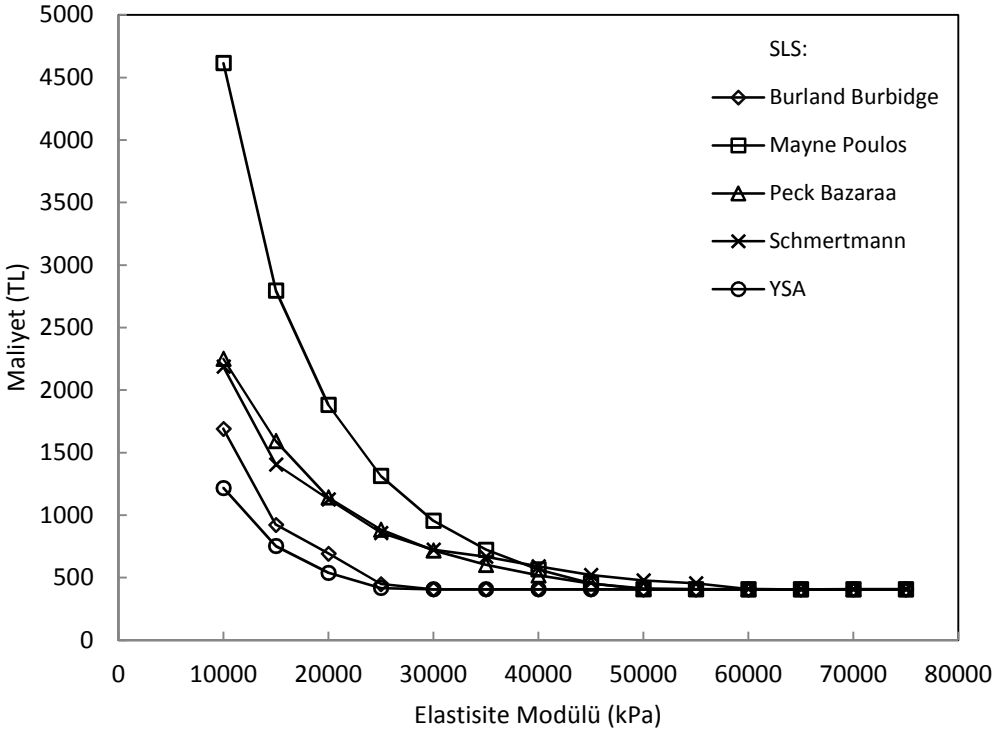
| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | YSA | 40000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 50000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 60000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 75000 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

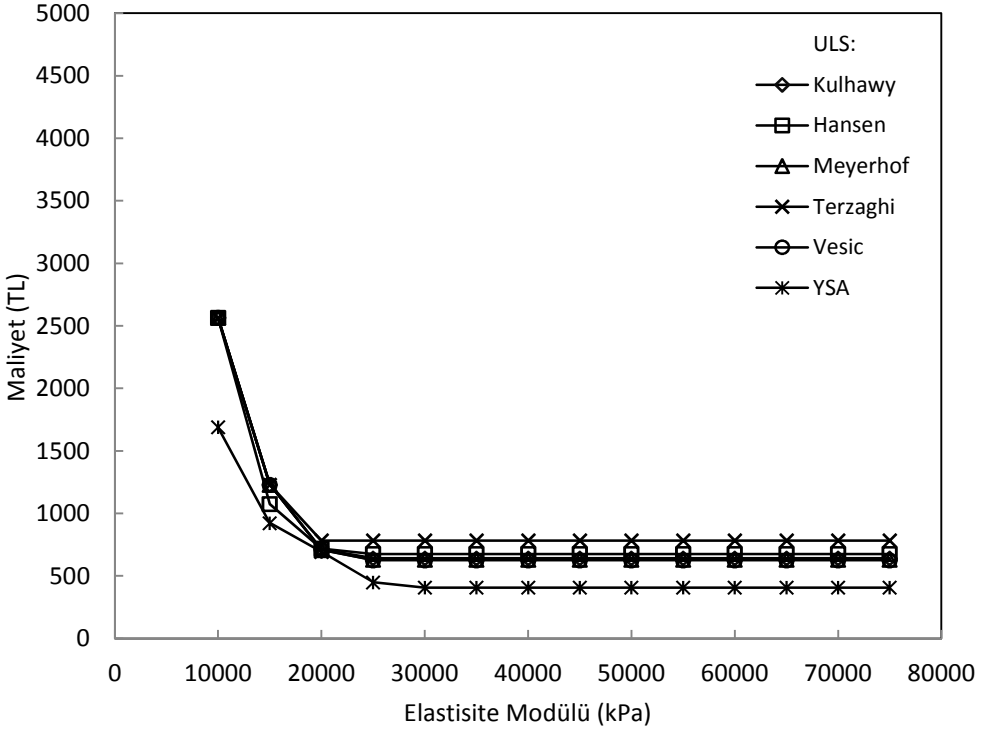
Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin elastisite modülü ile ilişkisi Şekil 7.2 ve Şekil 7.3'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin elastisite modülü ile değişimi ise Şekil 7.4, Şekil 7.5 ve Şekil 7.6'da gösterilmiştir.



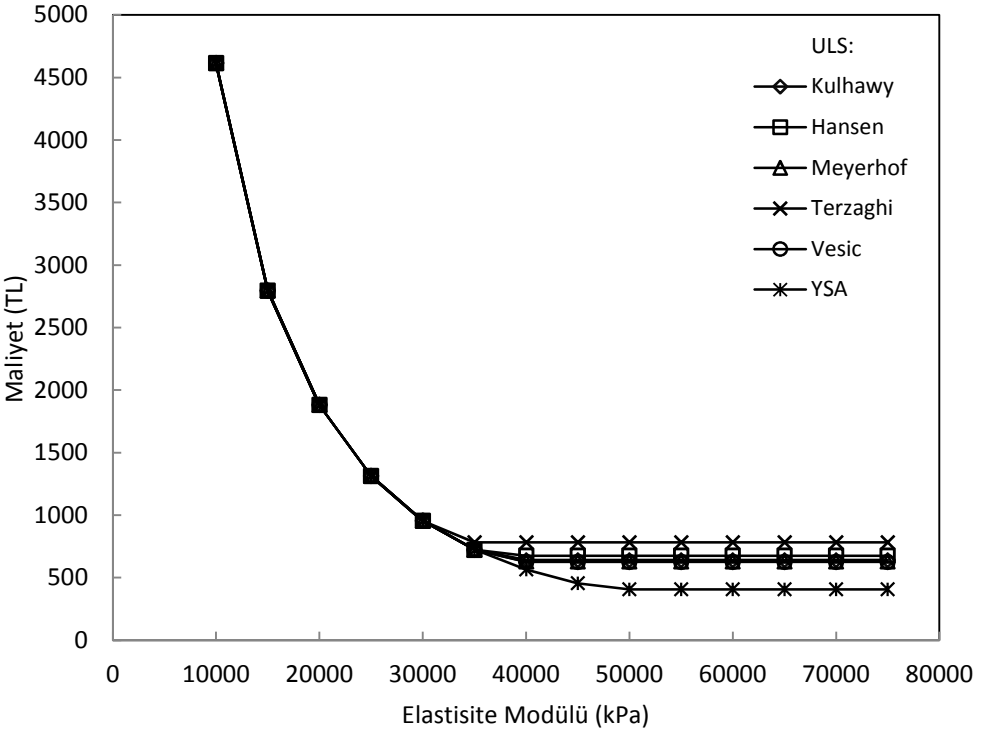

Şekil 7.2. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu



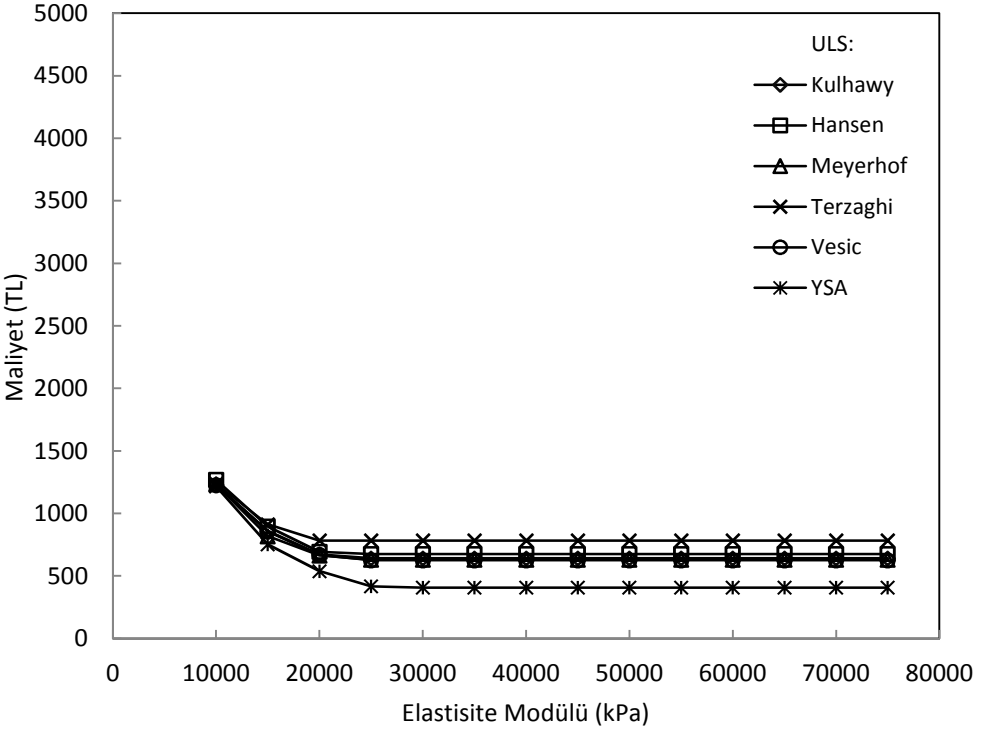

Şekil 7.3. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu




Şekil 7.4. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu




Şekil 7.5. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu




Şekil 7.6. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

Şekil 7.2'ye göre deterministik optimizasyonda $E_s$ = 10 MPa değerinde YSA oturma analiz yöntemine göre inşaat maliyeti 1230 TL; Burland Burbidge (BB)'a göre YSA'nın 2.1 katı (2566 TL), Mayne Poulos (MP)'a göre YSA'nın 3.7 katı ile en yüksek temel maliyetini olan 4615 TL olarak bulunmuştur. BB ve YSA yöntemleri elastisite modülünün 20 MPa ve üzeri değerlerinde optimizasyondaki belirleyici konumlarını Kulhawy taşıma gücü kriterine bırakmıştır. Düşük elastisite modüllerinde SLS şartı belirleyici olurken artan elastisite modülü ile birlikte ULS şartı (maliyet 641 TL iken) devreye girmektedir. SLS şartının yerine ULS şartına bıraktığı elastisite modülü aralığı oturma analiz yöntemine göre 20 ile 45 MPa arasında değişmektedir.

Şekil 7.3'e göre SLS'den ULS'e geçiş yapım maliyetinin 407 TL olduğu elastisite değerlerinde olduğundan BB ve YSA yöntemleri $E_s$ = 25 MPa, MP yöntemi $E_s$ = 45 MPa değerlerinden sonra deterministik optimizasyondaki belirleyici durumlarını bırakmaktadır. Kulhawy taşıma gücü kriterinin belirleyici olduğu tasarımlar YSA taşıma gücünün belirleyici olduğu tasarımlara göre %58 daha fazla (407 TL, 641 TL) maliyettedir.

Elastisite modülünün 10 - 75 MPa arasındaki değişimi yapım maliyetinde Kulhawy ve BB yöntemleri için %75 (2566 TL, 641 TL), Kulhawy ve MP yöntemleri için %86 (4615 TL, 641 TL), Kulhawy ve YSA yöntemleri için %49 (1230 TL, 641 TL), YSA ve BB yöntemleri için %76 (1690 TL, 407 TL), YSA ve MP yöntemleri için %91 (4615 TL, 407 TL), YSA ve YSA yöntemleri için %66 (1217 TL, 407 TL) azalmaya sebep olmaktadır.

### 7.4.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyon

Efektif içsel sürtünme açısının 25° - 45° arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.8'de verilmiştir.

Çizelge 7.8. Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklıoptimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 25 | 3.00 | 3.00 | 3.00 | 1495 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 26 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1377 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 27 | 2.76 | 2.76 | 2.76 | 1268 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 28 | 2.65 | 2.65 | 2.65 | 1167 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 29 | 2.54 | 2.54 | 2.54 | 1073 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 30 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 32 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 832 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 33 | 2.14 | 2.14 | 2.14 | 764 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 700 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 536 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 38 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 489 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 446 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 406 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 41 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 369 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 42 | 1.38 | 1.38 | 1.38 | 335 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 43 | 1.31 | 1.31 | 1.31 | 303 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 44 | 1.23 | 1.23 | 1.23 | 274 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 45 | 1.17 | 1.17 | 1.17 | 247 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 25 | 3.00 | 3.00 | 3.00 | 1495 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 26 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1377 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 27 | 2.76 | 2.76 | 2.76 | 1268 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 28 | 2.65 | 2.65 | 2.65 | 1167 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 29 | 2.54 | 2.54 | 2.54 | 1073 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 30 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 32 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 832 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 33 | 2.14 | 2.14 | 2.14 | 764 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 700 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 536 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 38 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 489 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 446 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 406 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 41 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 369 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 42 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 341 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Mayne Poulos | 43 | 1.38 | 1.38 | 1.38 | 335 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 44 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 328 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 45 | 1.35 | 1.35 | 1.35 | 321 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 25 | 3.00 | 3.00 | 3.00 | 1495 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 26 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1377 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 27 | 2.76 | 2.76 | 2.76 | 1268 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 28 | 2.65 | 2.65 | 2.65 | 1167 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 29 | 2.54 | 2.54 | 2.54 | 1073 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 30 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 32 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 832 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 33 | 2.14 | 2.14 | 2.14 | 764 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 700 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 536 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 38 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 489 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 39 | 1.51 | 1.65 | 1.65 | 463 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 40 | 1.33 | 1.62 | 1.62 | 442 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 41 | 1.16 | 1.59 | 1.59 | 421 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 42 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 43 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 44 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Schmertmann | 25 | 3.00 | 3.00 | 3.00 | 1495 |
| Kulhawy | Schmertmann | 26 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1377 |
| Kulhawy | Schmertmann | 27 | 2.76 | 2.76 | 2.76 | 1268 |
| Kulhawy | Schmertmann | 28 | 2.65 | 2.65 | 2.65 | 1167 |
| Kulhawy | Schmertmann | 29 | 2.54 | 2.54 | 2.54 | 1073 |
| Kulhawy | Schmertmann | 30 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Kulhawy | Schmertmann | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Kulhawy | Schmertmann | 32 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 832 |
| Kulhawy | Schmertmann | 33 | 2.14 | 2.14 | 2.14 | 764 |
| Kulhawy | Schmertmann | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 700 |
| Kulhawy | Schmertmann | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.88 | 590 |
| Kulhawy | Schmertmann | 37 | 1.72 | 1.72 | 1.96 | 565 |
| Kulhawy | Schmertmann | 38 | 1.58 | 1.58 | 2.05 | 542 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Schmertmann | 39 | 1.45 | 1.45 | 2.16 | 522 |
| Kulhawy | Schmertmann | 40 | 1.32 | 1.32 | 2.28 | 503 |
| Kulhawy | Schmertmann | 41 | 1.21 | 1.21 | 2.41 | 485 |
| Kulhawy | Schmertmann | 42 | 1.09 | 1.09 | 2.57 | 470 |
| Kulhawy | Schmertmann | 43 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Kulhawy | Schmertmann | 44 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Kulhawy | Schmertmann | 45 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | YSA | 25 | 3.00 | 3.00 | 3.00 | 1495 |
| Kulhawy | YSA | 26 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1377 |
| Kulhawy | YSA | 27 | 2.76 | 2.76 | 2.76 | 1268 |
| Kulhawy | YSA | 28 | 2.65 | 2.65 | 2.65 | 1167 |
| Kulhawy | YSA | 29 | 2.54 | 2.54 | 2.54 | 1073 |
| Kulhawy | YSA | 30 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Kulhawy | YSA | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Kulhawy | YSA | 32 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 832 |
| Kulhawy | YSA | 33 | 2.14 | 2.14 | 2.14 | 764 |
| Kulhawy | YSA | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 700 |
| Kulhawy | YSA | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Kulhawy | YSA | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 536 |
| Kulhawy | YSA | 38 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 489 |
| Kulhawy | YSA | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 446 |
| Kulhawy | YSA | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 406 |
| Kulhawy | YSA | 41 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 369 |
| Kulhawy | YSA | 42 | 1.38 | 1.38 | 1.38 | 335 |
| Kulhawy | YSA | 43 | 1.31 | 1.31 | 1.31 | 303 |
| Kulhawy | YSA | 44 | 1.23 | 1.23 | 1.23 | 274 |
| Kulhawy | YSA | 45 | 1.17 | 1.17 | 1.17 | 247 |
| | | | | | | |
| Hansen | Burland Burbidge | 25 | 3.04 | 3.04 | 3.04 | 1532 |
| Hansen | Burland Burbidge | 26 | 2.92 | 2.92 | 2.92 | 1414 |
| Hansen | Burland Burbidge | 27 | 2.80 | 2.80 | 2.80 | 1304 |
| Hansen | Burland Burbidge | 28 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1203 |
| Hansen | Burland Burbidge | 29 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1109 |
| Hansen | Burland Burbidge | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1023 |
| Hansen | Burland Burbidge | 31 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 942 |
| Hansen | Burland Burbidge | 32 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Hansen | Burland Burbidge | 33 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 799 |
| Hansen | Burland Burbidge | 34 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 735 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | Burland Burbidge | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 36 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| Hansen | Burland Burbidge | 37 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Hansen | Burland Burbidge | 38 | 1.75 | 1.75 | 1.75 | 521 |
| Hansen | Burland Burbidge | 39 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| Hansen | Burland Burbidge | 40 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 436 |
| Hansen | Burland Burbidge | 41 | 1.52 | 1.52 | 1.52 | 398 |
| Hansen | Burland Burbidge | 42 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 363 |
| Hansen | Burland Burbidge | 43 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 330 |
| Hansen | Burland Burbidge | 44 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 300 |
| Hansen | Burland Burbidge | 45 | 1.23 | 1.23 | 1.23 | 273 |
| | | | | | | |
| Hansen | Mayne Poulos | 25 | 3.04 | 3.04 | 3.04 | 1532 |
| Hansen | Mayne Poulos | 26 | 2.92 | 2.92 | 2.92 | 1414 |
| Hansen | Mayne Poulos | 27 | 2.80 | 2.80 | 2.80 | 1304 |
| Hansen | Mayne Poulos | 28 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1203 |
| Hansen | Mayne Poulos | 29 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1109 |
| Hansen | Mayne Poulos | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1023 |
| Hansen | Mayne Poulos | 31 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 942 |
| Hansen | Mayne Poulos | 32 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Hansen | Mayne Poulos | 33 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 799 |
| Hansen | Mayne Poulos | 34 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 735 |
| Hansen | Mayne Poulos | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 36 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| Hansen | Mayne Poulos | 37 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Hansen | Mayne Poulos | 38 | 1.75 | 1.75 | 1.75 | 521 |
| Hansen | Mayne Poulos | 39 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| Hansen | Mayne Poulos | 40 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 436 |
| Hansen | Mayne Poulos | 41 | 1.52 | 1.52 | 1.52 | 398 |
| Hansen | Mayne Poulos | 42 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 363 |
| Hansen | Mayne Poulos | 43 | 1.38 | 1.38 | 1.38 | 335 |
| Hansen | Mayne Poulos | 44 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 328 |
| Hansen | Mayne Poulos | 45 | 1.35 | 1.35 | 1.35 | 321 |
| | | | | | | |
| Hansen | Peck Bazaraa | 25 | 3.04 | 3.04 | 3.04 | 1532 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 26 | 2.92 | 2.92 | 2.92 | 1414 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 27 | 2.80 | 2.80 | 2.80 | 1304 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 28 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1203 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 29 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1109 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1023 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | Peck Bazaraa | 31 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 942 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 32 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 33 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 799 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 34 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 735 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 36 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 37 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 38 | 1.75 | 1.75 | 1.75 | 521 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 39 | 1.66 | 1.68 | 1.68 | 480 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 40 | 1.48 | 1.65 | 1.65 | 459 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 41 | 1.32 | 1.62 | 1.62 | 440 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 42 | 1.16 | 1.59 | 1.59 | 421 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 43 | 1.01 | 1.56 | 1.56 | 403 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 44 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| | | | | | | |
| Hansen | Schmertmann | 25 | 3.04 | 3.04 | 3.04 | 1532 |
| Hansen | Schmertmann | 26 | 2.92 | 2.92 | 2.92 | 1414 |
| Hansen | Schmertmann | 27 | 2.80 | 2.80 | 2.80 | 1304 |
| Hansen | Schmertmann | 28 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1203 |
| Hansen | Schmertmann | 29 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1109 |
| Hansen | Schmertmann | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1023 |
| Hansen | Schmertmann | 31 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 942 |
| Hansen | Schmertmann | 32 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Hansen | Schmertmann | 33 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 799 |
| Hansen | Schmertmann | 34 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 735 |
| Hansen | Schmertmann | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 36 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| Hansen | Schmertmann | 37 | 1.81 | 1.81 | 1.91 | 582 |
| Hansen | Schmertmann | 38 | 1.67 | 1.67 | 1.99 | 558 |
| Hansen | Schmertmann | 39 | 1.54 | 1.54 | 2.08 | 536 |
| Hansen | Schmertmann | 40 | 1.41 | 1.41 | 2.20 | 518 |
| Hansen | Schmertmann | 41 | 1.29 | 1.29 | 2.31 | 498 |
| Hansen | Schmertmann | 42 | 1.18 | 1.18 | 2.44 | 481 |
| Hansen | Schmertmann | 43 | 1.06 | 1.06 | 2.62 | 467 |
| Hansen | Schmertmann | 44 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Hansen | Schmertmann | 45 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| | | | | | | |
| Hansen | YSA | 25 | 3.04 | 3.04 | 3.04 | 1532 |
| Hansen | YSA | 26 | 2.92 | 2.92 | 2.92 | 1414 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | YSA | 27 | 2.80 | 2.80 | 2.80 | 1304 |
| Hansen | YSA | 28 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1203 |
| Hansen | YSA | 29 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1109 |
| Hansen | YSA | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1023 |
| Hansen | YSA | 31 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 942 |
| Hansen | YSA | 32 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Hansen | YSA | 33 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 799 |
| Hansen | YSA | 34 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 735 |
| Hansen | YSA | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 36 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| Hansen | YSA | 37 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Hansen | YSA | 38 | 1.75 | 1.75 | 1.75 | 521 |
| Hansen | YSA | 39 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| Hansen | YSA | 40 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 436 |
| Hansen | YSA | 41 | 1.52 | 1.52 | 1.52 | 398 |
| Hansen | YSA | 42 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 363 |
| Hansen | YSA | 43 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 330 |
| Hansen | YSA | 44 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 300 |
| Hansen | YSA | 45 | 1.23 | 1.23 | 1.23 | 273 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 25 | 3.12 | 3.12 | 3.12 | 1616 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 26 | 2.98 | 2.98 | 2.98 | 1478 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 27 | 2.85 | 2.85 | 2.85 | 1351 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 28 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1233 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 29 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1024 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 31 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 932 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 32 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 847 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 33 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 768 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 696 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 36 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 37 | 1.74 | 1.74 | 1.74 | 513 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 38 | 1.64 | 1.64 | 1.64 | 462 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 39 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 415 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 40 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 372 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 41 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 332 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 42 | 1.29 | 1.29 | 1.29 | 297 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 43 | 1.21 | 1.21 | 1.21 | 264 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 44 | 1.13 | 1.13 | 1.13 | 234 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | Burland Burbidge | 45 | 1.05 | 1.05 | 1.05 | 207 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 25 | 3.12 | 3.12 | 3.12 | 1616 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 26 | 2.98 | 2.98 | 2.98 | 1478 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 27 | 2.85 | 2.85 | 2.85 | 1351 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 28 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1233 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 29 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1024 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 31 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 932 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 32 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 847 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 33 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 768 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 696 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 36 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 37 | 1.74 | 1.74 | 1.74 | 513 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 38 | 1.64 | 1.64 | 1.64 | 462 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 39 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 415 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 40 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 372 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 41 | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 347 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 42 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 341 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 43 | 1.38 | 1.38 | 1.38 | 335 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 44 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 328 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 45 | 1.35 | 1.35 | 1.35 | 321 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 25 | 3.12 | 3.12 | 3.12 | 1616 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 26 | 2.98 | 2.98 | 2.98 | 1478 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 27 | 2.85 | 2.85 | 2.85 | 1351 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 28 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1233 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 29 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1024 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 31 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 932 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 32 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 847 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 33 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 768 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 696 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 36 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 37 | 1.74 | 1.74 | 1.74 | 513 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 38 | 1.58 | 1.66 | 1.66 | 471 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 39 | 1.34 | 1.62 | 1.62 | 443 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 40 | 1.12 | 1.58 | 1.58 | 416 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 41 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 42 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 43 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 44 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Schmertmann | 25 | 3.12 | 3.12 | 3.12 | 1616 |
| Meyerhof | Schmertmann | 26 | 2.98 | 2.98 | 2.98 | 1478 |
| Meyerhof | Schmertmann | 27 | 2.85 | 2.85 | 2.85 | 1351 |
| Meyerhof | Schmertmann | 28 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1233 |
| Meyerhof | Schmertmann | 29 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Meyerhof | Schmertmann | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1024 |
| Meyerhof | Schmertmann | 31 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 932 |
| Meyerhof | Schmertmann | 32 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 847 |
| Meyerhof | Schmertmann | 33 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 768 |
| Meyerhof | Schmertmann | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 696 |
| Meyerhof | Schmertmann | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 36 | 1.81 | 1.81 | 1.91 | 582 |
| Meyerhof | Schmertmann | 37 | 1.66 | 1.66 | 2.00 | 555 |
| Meyerhof | Schmertmann | 38 | 1.51 | 1.51 | 2.10 | 532 |
| Meyerhof | Schmertmann | 39 | 1.37 | 1.37 | 2.23 | 511 |
| Meyerhof | Schmertmann | 40 | 1.25 | 1.25 | 2.36 | 490 |
| Meyerhof | Schmertmann | 41 | 1.12 | 1.12 | 2.53 | 474 |
| Meyerhof | Schmertmann | 42 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Meyerhof | Schmertmann | 43 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Meyerhof | Schmertmann | 44 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Meyerhof | Schmertmann | 45 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Meyerhof | YSA | 25 | 3.12 | 3.12 | 3.12 | 1616 |
| Meyerhof | YSA | 26 | 2.98 | 2.98 | 2.98 | 1478 |
| Meyerhof | YSA | 27 | 2.85 | 2.85 | 2.85 | 1351 |
| Meyerhof | YSA | 28 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1233 |
| Meyerhof | YSA | 29 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Meyerhof | YSA | 30 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1024 |
| Meyerhof | YSA | 31 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 932 |
| Meyerhof | YSA | 32 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 847 |
| Meyerhof | YSA | 33 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 768 |
| Meyerhof | YSA | 34 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 696 |
| Meyerhof | YSA | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 36 | 1.83 | 1.83 | 1.83 | 569 |
| Meyerhof | YSA | 37 | 1.74 | 1.74 | 1.74 | 513 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | YSA | 38 | 1.64 | 1.64 | 1.64 | 462 |
| Meyerhof | YSA | 39 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 415 |
| Meyerhof | YSA | 40 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 372 |
| Meyerhof | YSA | 41 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 332 |
| Meyerhof | YSA | 42 | 1.29 | 1.29 | 1.29 | 297 |
| Meyerhof | YSA | 43 | 1.21 | 1.21 | 1.21 | 264 |
| Meyerhof | YSA | 44 | 1.13 | 1.13 | 1.13 | 234 |
| Meyerhof | YSA | 45 | 1.05 | 1.05 | 1.05 | 207 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 25 | 3.34 | 3.34 | 3.34 | 1868 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 26 | 3.21 | 3.21 | 3.21 | 1720 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 27 | 3.09 | 3.09 | 3.09 | 1583 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 28 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1455 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 29 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 30 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 31 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 32 | 2.49 | 2.49 | 2.49 | 1029 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 33 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 34 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 859 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 36 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 712 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 37 | 1.96 | 1.96 | 1.96 | 647 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 38 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 587 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 39 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 532 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 40 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 481 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 41 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 434 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 42 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 390 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 43 | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 351 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 44 | 1.33 | 1.33 | 1.33 | 314 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 45 | 1.25 | 1.25 | 1.25 | 281 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 25 | 3.34 | 3.34 | 3.34 | 1868 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 26 | 3.21 | 3.21 | 3.21 | 1720 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 27 | 3.09 | 3.09 | 3.09 | 1583 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 28 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1455 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 29 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 30 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 31 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 32 | 2.49 | 2.49 | 2.49 | 1029 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 33 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 34 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 859 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | Mayne Poulos | 36 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 712 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 37 | 1.96 | 1.96 | 1.96 | 647 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 38 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 587 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 39 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 532 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 40 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 481 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 41 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 434 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 42 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 390 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 43 | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 351 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 44 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 328 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 45 | 1.35 | 1.35 | 1.35 | 321 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 25 | 3.34 | 3.34 | 3.34 | 1868 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 26 | 3.21 | 3.21 | 3.21 | 1720 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 27 | 3.09 | 3.09 | 3.09 | 1583 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 28 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1455 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 29 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 30 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 31 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 32 | 2.49 | 2.49 | 2.49 | 1029 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 33 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 34 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 859 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 36 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 712 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 37 | 1.96 | 1.96 | 1.96 | 647 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 38 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 587 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 39 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 532 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 40 | 1.67 | 1.68 | 1.68 | 482 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 41 | 1.41 | 1.63 | 1.63 | 451 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 42 | 1.17 | 1.59 | 1.59 | 422 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 43 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 44 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Terzaghi | Schmertmann | 25 | 3.34 | 3.34 | 3.34 | 1868 |
| Terzaghi | Schmertmann | 26 | 3.21 | 3.21 | 3.21 | 1720 |
| Terzaghi | Schmertmann | 27 | 3.09 | 3.09 | 3.09 | 1583 |
| Terzaghi | Schmertmann | 28 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1455 |
| Terzaghi | Schmertmann | 29 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Terzaghi | Schmertmann | 30 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| Terzaghi | Schmertmann | 31 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Terzaghi | Schmertmann | 32 | 2.49 | 2.49 | 2.49 | 1029 |
| Terzaghi | Schmertmann | 33 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | Schmertmann | 34 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 859 |
| Terzaghi | Schmertmann | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 36 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 712 |
| Terzaghi | Schmertmann | 37 | 1.96 | 1.96 | 1.96 | 647 |
| Terzaghi | Schmertmann | 38 | 1.86 | 1.86 | 1.88 | 589 |
| Terzaghi | Schmertmann | 39 | 1.65 | 1.65 | 2.00 | 554 |
| Terzaghi | Schmertmann | 40 | 1.46 | 1.46 | 2.15 | 524 |
| Terzaghi | Schmertmann | 41 | 1.29 | 1.29 | 2.31 | 497 |
| Terzaghi | Schmertmann | 42 | 1.13 | 1.13 | 2.51 | 474 |
| Terzaghi | Schmertmann | 43 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Terzaghi | Schmertmann | 44 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Terzaghi | Schmertmann | 45 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Terzaghi | YSA | 25 | 3.34 | 3.34 | 3.34 | 1868 |
| Terzaghi | YSA | 26 | 3.21 | 3.21 | 3.21 | 1720 |
| Terzaghi | YSA | 27 | 3.09 | 3.09 | 3.09 | 1583 |
| Terzaghi | YSA | 28 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1455 |
| Terzaghi | YSA | 29 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Terzaghi | YSA | 30 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| Terzaghi | YSA | 31 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1124 |
| Terzaghi | YSA | 32 | 2.49 | 2.49 | 2.49 | 1029 |
| Terzaghi | YSA | 33 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |
| Terzaghi | YSA | 34 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 859 |
| Terzaghi | YSA | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 36 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 712 |
| Terzaghi | YSA | 37 | 1.96 | 1.96 | 1.96 | 647 |
| Terzaghi | YSA | 38 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 587 |
| Terzaghi | YSA | 39 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 532 |
| Terzaghi | YSA | 40 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 481 |
| Terzaghi | YSA | 41 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 434 |
| Terzaghi | YSA | 42 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 390 |
| Terzaghi | YSA | 43 | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 351 |
| Terzaghi | YSA | 44 | 1.33 | 1.33 | 1.33 | 314 |
| Terzaghi | YSA | 45 | 1.25 | 1.25 | 1.25 | 281 |
| Vesic | Burland Burbidge | 25 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1451 |
| Vesic | Burland Burbidge | 26 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Vesic | Burland Burbidge | 27 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1231 |
| Vesic | Burland Burbidge | 28 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Vesic | Burland Burbidge | 29 | 2.51 | 2.51 | 2.51 | 1044 |
| Vesic | Burland Burbidge | 30 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Vesic | Burland Burbidge | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | Burland Burbidge | 32 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 832 |
| Vesic | Burland Burbidge | 33 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 745 |
| Vesic | Burland Burbidge | 34 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 683 |
| Vesic | Burland Burbidge | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 36 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 573 |
| Vesic | Burland Burbidge | 37 | 1.76 | 1.76 | 1.76 | 524 |
| Vesic | Burland Burbidge | 38 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 479 |
| Vesic | Burland Burbidge | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 446 |
| Vesic | Burland Burbidge | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 406 |
| Vesic | Burland Burbidge | 41 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Vesic | Burland Burbidge | 42 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 329 |
| Vesic | Burland Burbidge | 43 | 1.29 | 1.29 | 1.29 | 298 |
| Vesic | Burland Burbidge | 44 | 1.22 | 1.22 | 1.22 | 270 |
| Vesic | Burland Burbidge | 45 | 1.16 | 1.16 | 1.16 | 244 |
| Vesic | Mayne Poulos | 25 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1451 |
| Vesic | Mayne Poulos | 26 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Vesic | Mayne Poulos | 27 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1231 |
| Vesic | Mayne Poulos | 28 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Vesic | Mayne Poulos | 29 | 2.51 | 2.51 | 2.51 | 1044 |
| Vesic | Mayne Poulos | 30 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 960 |
| Vesic | Mayne Poulos | 31 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 883 |
| Vesic | Mayne Poulos | 32 | 2.21 | 2.21 | 2.21 | 811 |
| Vesic | Mayne Poulos | 33 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 745 |
| Vesic | Mayne Poulos | 34 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 683 |
| Vesic | Mayne Poulos | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 36 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 573 |
| Vesic | Mayne Poulos | 37 | 1.76 | 1.76 | 1.76 | 524 |
| Vesic | Mayne Poulos | 38 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 479 |
| Vesic | Mayne Poulos | 39 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 437 |
| Vesic | Mayne Poulos | 40 | 1.52 | 1.52 | 1.52 | 398 |
| Vesic | Mayne Poulos | 41 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Vesic | Mayne Poulos | 42 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 341 |
| Vesic | Mayne Poulos | 43 | 1.38 | 1.38 | 1.38 | 335 |
| Vesic | Mayne Poulos | 44 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 328 |
| Vesic | Mayne Poulos | 45 | 1.35 | 1.35 | 1.35 | 321 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 25 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1451 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 26 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 27 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1231 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 28 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 29 | 2.51 | 2.51 | 2.51 | 1044 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | Peck Bazaraa | 30 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 960 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 31 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 883 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 32 | 2.21 | 2.21 | 2.21 | 811 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 33 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 745 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 34 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 683 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 36 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 573 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 37 | 1.76 | 1.76 | 1.76 | 524 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 38 | 1.66 | 1.68 | 1.68 | 481 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 39 | 1.48 | 1.65 | 1.65 | 459 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 40 | 1.31 | 1.62 | 1.62 | 439 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 41 | 1.15 | 1.59 | 1.59 | 420 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 42 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 43 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 44 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| Vesic | Schmertmann | 25 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1451 |
| Vesic | Schmertmann | 26 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Vesic | Schmertmann | 27 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1231 |
| Vesic | Schmertmann | 28 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Vesic | Schmertmann | 29 | 2.51 | 2.51 | 2.51 | 1044 |
| Vesic | Schmertmann | 30 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 960 |
| Vesic | Schmertmann | 31 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 883 |
| Vesic | Schmertmann | 32 | 2.21 | 2.21 | 2.21 | 811 |
| Vesic | Schmertmann | 33 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 745 |
| Vesic | Schmertmann | 34 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 683 |
| Vesic | Schmertmann | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 36 | 1.82 | 1.82 | 1.91 | 584 |
| Vesic | Schmertmann | 37 | 1.68 | 1.68 | 1.98 | 560 |
| Vesic | Schmertmann | 38 | 1.55 | 1.55 | 2.07 | 537 |
| Vesic | Schmertmann | 39 | 1.42 | 1.42 | 2.19 | 519 |
| Vesic | Schmertmann | 40 | 1.33 | 1.33 | 2.27 | 504 |
| Vesic | Schmertmann | 41 | 1.19 | 1.19 | 2.43 | 482 |
| Vesic | Schmertmann | 42 | 1.07 | 1.07 | 2.60 | 468 |
| Vesic | Schmertmann | 43 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Vesic | Schmertmann | 44 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Vesic | Schmertmann | 45 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| Vesic | YSA | 25 | 2.96 | 2.96 | 2.96 | 1451 |
| Vesic | YSA | 26 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1337 |
| Vesic | YSA | 27 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1231 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | YSA | 28 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Vesic | YSA | 29 | 2.51 | 2.51 | 2.51 | 1044 |
| Vesic | YSA | 30 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 960 |
| Vesic | YSA | 31 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Vesic | YSA | 32 | 2.21 | 2.21 | 2.21 | 811 |
| Vesic | YSA | 33 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 745 |
| Vesic | YSA | 34 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 683 |
| Vesic | YSA | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 36 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 573 |
| Vesic | YSA | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 536 |
| Vesic | YSA | 38 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 479 |
| Vesic | YSA | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 446 |
| Vesic | YSA | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 406 |
| Vesic | YSA | 41 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Vesic | YSA | 42 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 329 |
| Vesic | YSA | 43 | 1.29 | 1.29 | 1.29 | 298 |
| Vesic | YSA | 44 | 1.22 | 1.22 | 1.22 | 270 |
| Vesic | YSA | 45 | 1.16 | 1.16 | 1.16 | 244 |
| YSA | Burland Burbidge | 25 | 1.53 | 1.53 | 2.21 | 561 |
| YSA | Burland Burbidge | 26 | 1.46 | 1.46 | 2.14 | 522 |
| YSA | Burland Burbidge | 27 | 1.40 | 1.40 | 2.08 | 489 |
| YSA | Burland Burbidge | 28 | 1.36 | 1.36 | 2.03 | 464 |
| YSA | Burland Burbidge | 29 | 1.32 | 1.32 | 2.00 | 446 |
| YSA | Burland Burbidge | 30 | 1.29 | 1.29 | 1.98 | 433 |
| YSA | Burland Burbidge | 31 | 1.27 | 1.27 | 1.97 | 425 |
| YSA | Burland Burbidge | 32 | 1.25 | 1.25 | 1.97 | 419 |
| YSA | Burland Burbidge | 33 | 1.14 | 1.25 | 1.97 | 414 |
| YSA | Burland Burbidge | 34 | 1.02 | 1.25 | 1.96 | 410 |
| YSA | Burland Burbidge | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 36 | 1.00 | 1.31 | 1.85 | 404 |
| YSA | Burland Burbidge | 37 | 1.00 | 1.34 | 1.80 | 402 |
| YSA | Burland Burbidge | 38 | 1.00 | 1.37 | 1.76 | 401 |
| YSA | Burland Burbidge | 39 | 1.00 | 1.40 | 1.72 | 400 |
| YSA | Burland Burbidge | 40 | 1.00 | 1.42 | 1.69 | 399 |
| YSA | Burland Burbidge | 41 | 1.00 | 1.44 | 1.66 | 398 |
| YSA | Burland Burbidge | 42 | 1.00 | 1.45 | 1.64 | 397 |
| YSA | Burland Burbidge | 43 | 1.00 | 1.45 | 1.64 | 396 |
| YSA | Burland Burbidge | 44 | 1.00 | 1.42 | 1.67 | 395 |
| YSA | Burland Burbidge | 45 | 1.00 | 1.32 | 1.78 | 392 |
| YSA | Mayne Poulos | 25 | 1.53 | 1.53 | 2.21 | 561 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Mayne Poulos | 26 | 1.46 | 1.46 | 2.14 | 522 |
| YSA | Mayne Poulos | 27 | 1.40 | 1.40 | 2.08 | 489 |
| YSA | Mayne Poulos | 28 | 1.36 | 1.36 | 2.03 | 464 |
| YSA | Mayne Poulos | 29 | 1.32 | 1.32 | 2.00 | 446 |
| YSA | Mayne Poulos | 30 | 1.29 | 1.29 | 1.98 | 433 |
| YSA | Mayne Poulos | 31 | 1.27 | 1.27 | 1.97 | 425 |
| YSA | Mayne Poulos | 32 | 1.25 | 1.25 | 1.97 | 419 |
| YSA | Mayne Poulos | 33 | 1.14 | 1.25 | 1.97 | 414 |
| YSA | Mayne Poulos | 34 | 1.02 | 1.25 | 1.96 | 410 |
| YSA | Mayne Poulos | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 36 | 1.00 | 1.31 | 1.85 | 404 |
| YSA | Mayne Poulos | 37 | 1.00 | 1.34 | 1.80 | 402 |
| YSA | Mayne Poulos | 38 | 1.00 | 1.37 | 1.76 | 401 |
| YSA | Mayne Poulos | 39 | 1.00 | 1.40 | 1.72 | 400 |
| YSA | Mayne Poulos | 40 | 1.00 | 1.42 | 1.69 | 399 |
| YSA | Mayne Poulos | 41 | 1.00 | 1.44 | 1.66 | 398 |
| YSA | Mayne Poulos | 42 | 1.00 | 1.45 | 1.64 | 397 |
| YSA | Mayne Poulos | 43 | 1.00 | 1.45 | 1.64 | 396 |
| YSA | Mayne Poulos | 44 | 1.00 | 1.42 | 1.67 | 395 |
| YSA | Mayne Poulos | 45 | 1.00 | 1.32 | 1.78 | 392 |
| YSA | Peck Bazaraa | 25 | 1.68 | 1.68 | 2.02 | 567 |
| YSA | Peck Bazaraa | 26 | 1.68 | 1.68 | 1.88 | 534 |
| YSA | Peck Bazaraa | 27 | 1.68 | 1.68 | 1.77 | 505 |
| YSA | Peck Bazaraa | 28 | 1.67 | 1.68 | 1.68 | 481 |
| YSA | Peck Bazaraa | 29 | 1.55 | 1.66 | 1.66 | 468 |
| YSA | Peck Bazaraa | 30 | 1.45 | 1.64 | 1.64 | 455 |
| YSA | Peck Bazaraa | 31 | 1.36 | 1.62 | 1.62 | 444 |
| YSA | Peck Bazaraa | 32 | 1.27 | 1.61 | 1.61 | 434 |
| YSA | Peck Bazaraa | 33 | 1.20 | 1.60 | 1.60 | 426 |
| YSA | Peck Bazaraa | 34 | 1.14 | 1.58 | 1.58 | 419 |
| YSA | Peck Bazaraa | 35 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 413 |
| YSA | Peck Bazaraa | 36 | 1.00 | 1.56 | 1.58 | 408 |
| YSA | Peck Bazaraa | 37 | 1.00 | 1.56 | 1.57 | 405 |
| YSA | Peck Bazaraa | 38 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 39 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 40 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 41 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 42 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 43 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 44 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

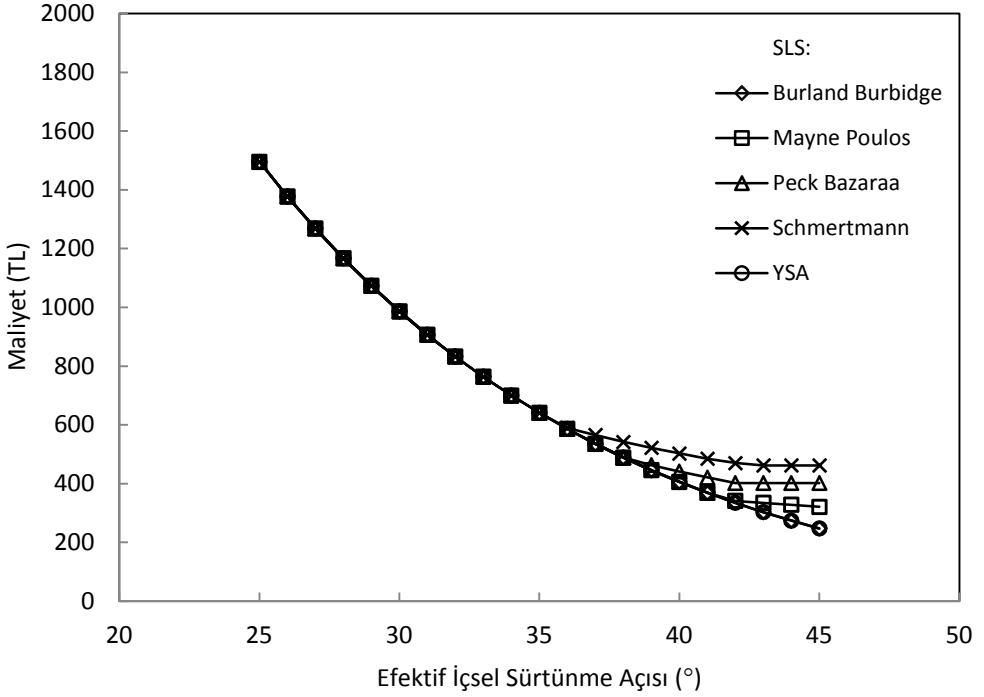
| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Schmertmann | 25 | 1.53 | 1.53 | 2.21 | 561 |
| YSA | Schmertmann | 26 | 1.45 | 1.45 | 2.16 | 522 |
| YSA | Schmertmann | 27 | 1.28 | 1.28 | 2.33 | 495 |
| YSA | Schmertmann | 28 | 1.16 | 1.16 | 2.47 | 478 |
| YSA | Schmertmann | 29 | 1.07 | 1.07 | 2.61 | 467 |
| YSA | Schmertmann | 30 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 31 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 32 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 33 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 34 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 35 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 36 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 37 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 38 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 39 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 40 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 41 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 42 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 43 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 44 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 45 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | YSA | 25 | 1.53 | 1.53 | 2.21 | 561 |
| YSA | YSA | 26 | 1.46 | 1.46 | 2.14 | 522 |
| YSA | YSA | 27 | 1.40 | 1.40 | 2.08 | 489 |
| YSA | YSA | 28 | 1.36 | 1.36 | 2.03 | 464 |
| YSA | YSA | 29 | 1.32 | 1.32 | 2.00 | 446 |
| YSA | YSA | 30 | 1.29 | 1.29 | 1.98 | 433 |
| YSA | YSA | 31 | 1.27 | 1.27 | 1.97 | 425 |
| YSA | YSA | 32 | 1.25 | 1.25 | 1.97 | 419 |
| YSA | YSA | 33 | 1.28 | 1.31 | 1.87 | 415 |
| YSA | YSA | 34 | 1.02 | 1.25 | 1.96 | 410 |
| YSA | YSA | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 36 | 1.00 | 1.31 | 1.85 | 404 |
| YSA | YSA | 37 | 1.00 | 1.34 | 1.80 | 402 |
| YSA | YSA | 38 | 1.00 | 1.37 | 1.76 | 401 |
| YSA | YSA | 39 | 1.00 | 1.40 | 1.72 | 400 |
| YSA | YSA | 40 | 1.00 | 1.42 | 1.69 | 399 |
| YSA | YSA | 41 | 1.00 | 1.44 | 1.66 | 398 |
| YSA | YSA | 42 | 1.00 | 1.45 | 1.64 | 397 |

Çizelge 7.8. (Devam) Sığ temel tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

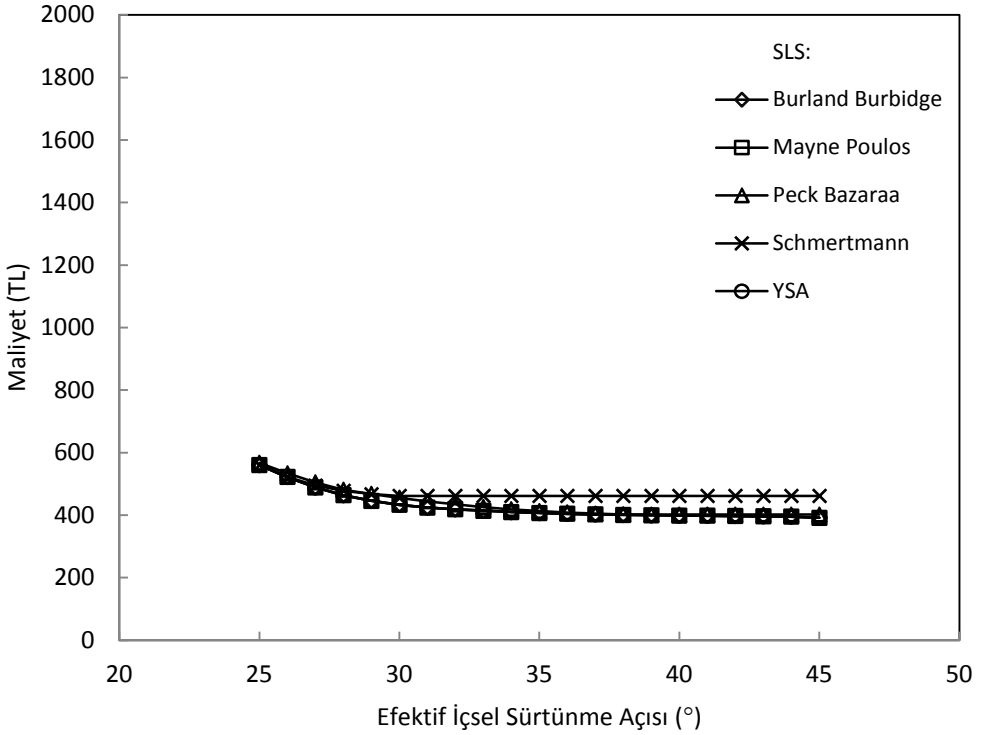
| ULS | SLS | ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | YSA | 43 | 1.00 | 1.45 | 1.64 | 396 |
| YSA | YSA | 44 | 1.00 | 1.42 | 1.67 | 395 |
| YSA | YSA | 45 | 1.00 | 1.32 | 1.78 | 392 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$ .

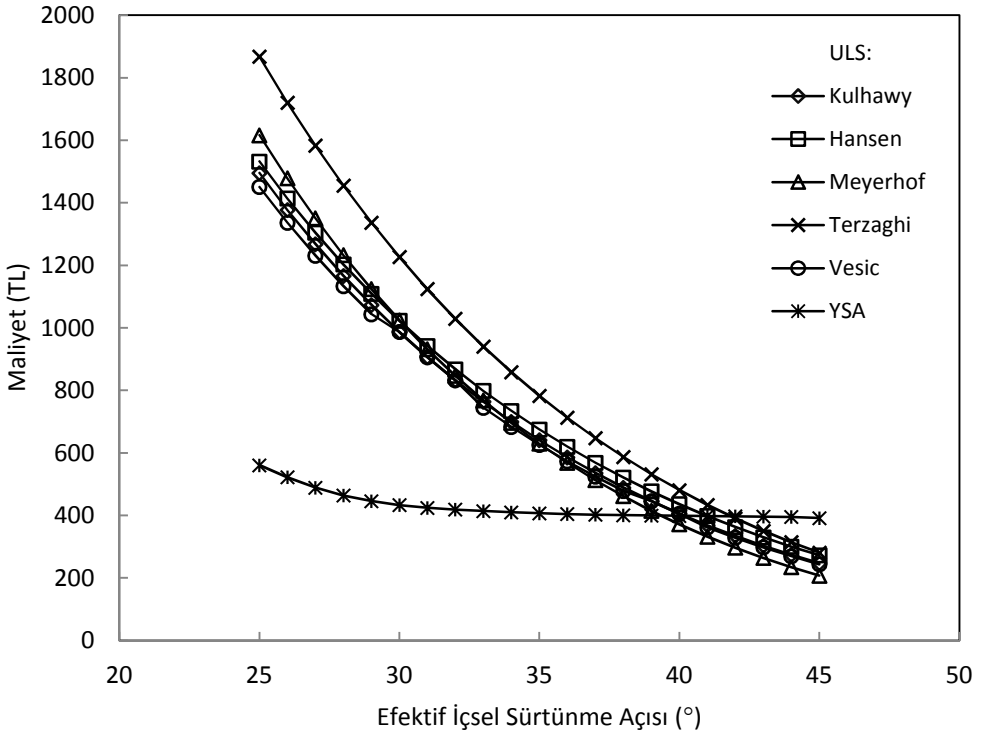
Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin efektif içsel sürtünme açısı ile ilişkisi Şekil 7.7 ve Şekil 7.8'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin efektif içsel sürtünme açısı ile değişimi ise Şekil 7.9, Şekil 7.10 ve Şekil 7.11'de gösterilmiştir.



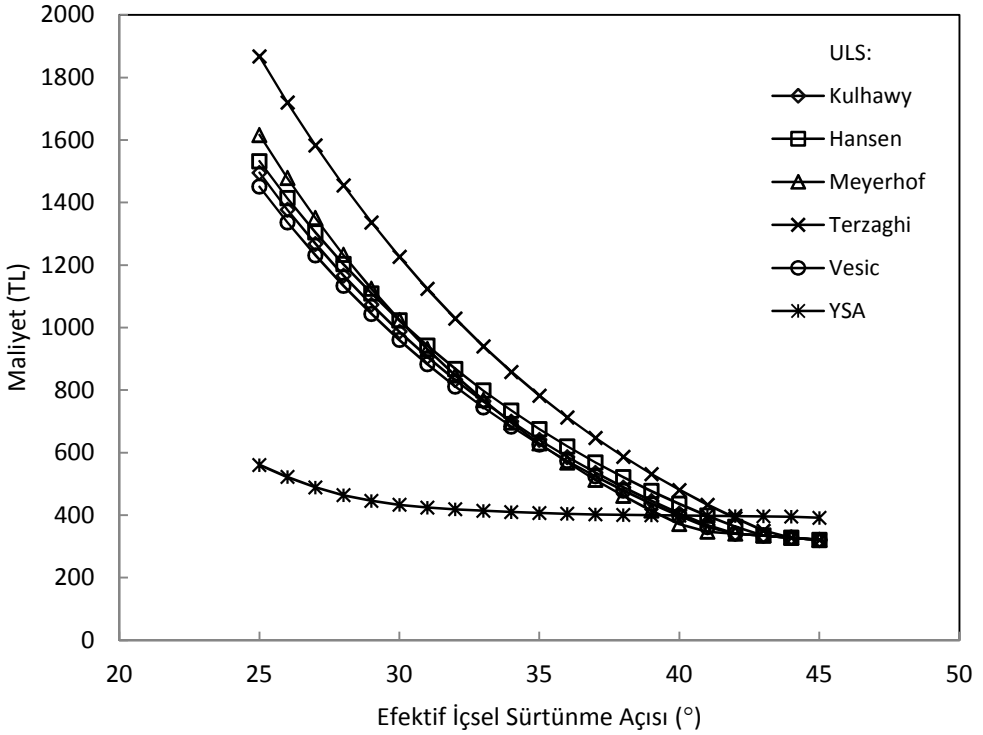

Şekil 7.7. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu



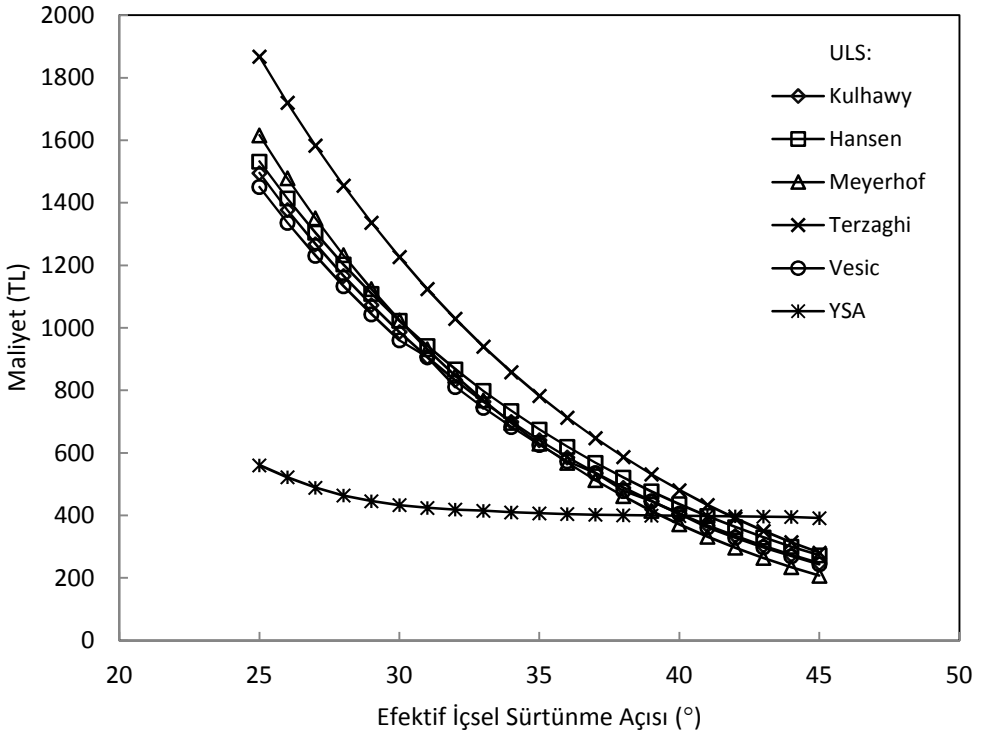

Şekil 7.8. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.9. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.10. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.11. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

Şekil 7.7'ye göre deterministik optimizasyona dayalı tasarımda Kulhawy - Schmertmann yöntemleri için ϕ' = 36° - 45° arasında Schmertmann yöntemi, Kulhawy - Peck Bazaraa yöntemleri için 38° - 45° arasında Peck Bazaraa yöntemi, Kulhawy - Mayne Poulos yöntemleri için 42° - 45° arasında Mayne Poulos yöntemi etkin olurken efektif içsel sürtünme açısının diğer aralıkları için Kulhawy taşıma gücü yöntemi belirleyici olmuştur. Efektif içsel sürtünme açısının 25° - 45° arasındaki değişimi temelin yapım maliyetinde Kulhawy YSA için %84 (1495 TL, 247 TL), Kulhawy MP için %79 (1495 TL, 321 TL), Kulhawy PB için %27 (1495 TL, 402TL), Kulhawy Schmertmann için %69 (1495 TL, 462TL) azalmaya yol açmaktadır.

Şekil 7.8'e göre ϕ' = 30° ve sonrasında Schmertmann yöntemi tasarımda belirleyici olurken, bu analiz yönteminin dışında kalan diğer yöntemlerde YSA taşıma gücü yöntemi belirleyici olmuştur. ϕ' = 25° - 45° arasındaki değişimi YSA Schmertmann yöntemi için %18 (561 TL, 462 TL), diğer yöntemler için %30 (561 TL, 392 TL) temel maliyetini daha az hesaplamıştır.

Şekil 7.9, Şekil 7.10 ve Şekil 7.11'e bakıldığında Terzaghi taşıma gücü yöntemi diğer yöntemlere göre muhafazakar olduğundan temel boyutlarını daha büyük ve dolayısıyla yapım maliyetini daha yüksek hesapladığı görülmektedir. Artan efektif içsel sürtünme açısı ile birlikte yapım maliyeti hızlıca düşmüş ve ϕ' = 45° civarında diğer taşıma gücü yöntemlerinin şekillendirdiği tasarımın maliyetleriyle yaklaşık aynı seviyeye gelmiştir (207 TL, 244 TL, 281 TL). YSA taşıma gücü yöntemi ise yapım maliyetini ϕ' = 25° - 34° arasındaki bantta daha az düşürerek ϕ' = 34°'den sonra 402 TL olarak sabitlemiştir.

Efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün Eş. 2.18'deki korelasyonu göz önüne alınarak sığ temellerin deterministik optimizasyonunun hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Buna göre efektif içsel sürtünme açısının 35° - 45° arasında değişen değerleriyle korele olan elastisite modülü değerleri kullanılarak deterministik optimizasyon sonuçları Çizelge 7.9'da ve maliyet karşılaştırmaları Şekil 7.12 ve

Şekil 7.13'de verilmiştir. Bu analizlerde ULS kriterini değerlendirmede Çizelge 3.5'deki sığ temellerin taşıma gücünü tahmin etmede en başarılı yöntem olduğundan sadece Kulhawy taşıma gücü yöntemi kullanılmıştır.

Çizelge 7.9. Sığ temel tasarımının elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı odaklı optimizasyonu

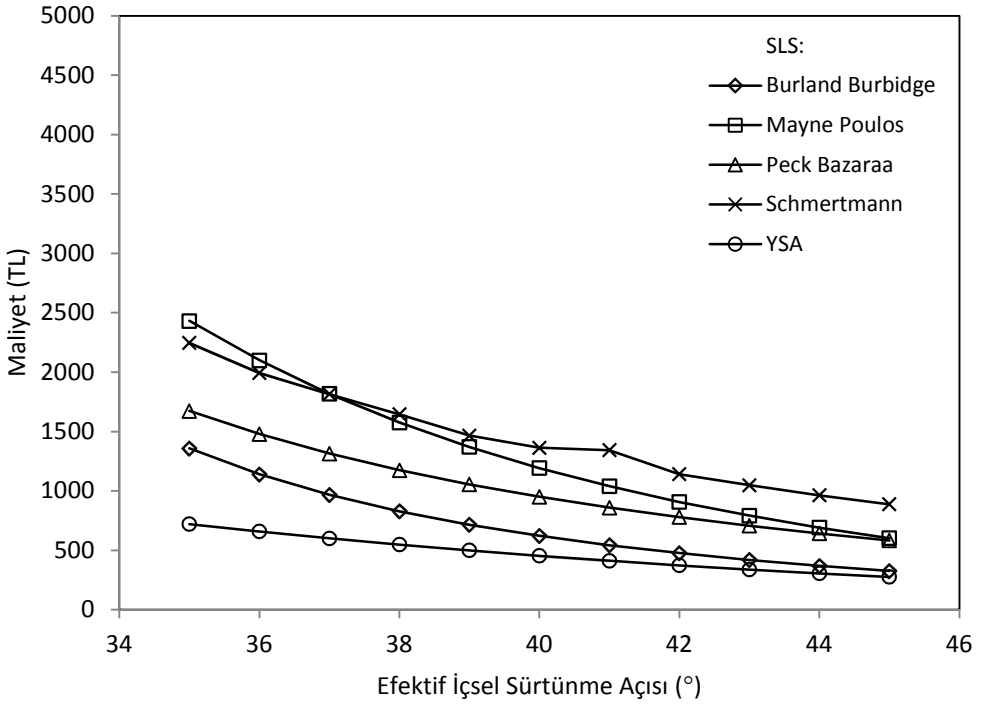
| ULS | SLS | ϕ'(°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 35 | 17756 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 36 | 19454 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 37 | 21153 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 38 | 22892 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 39 | 24666 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 40 | 26443 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 41 | 28319 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 42 | 30261 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 43 | 32302 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 44 | 34487 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 45 | 36739 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| | | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 35 | 20467 | 3.80 | 3.80 | 3.80 | 2430 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 36 | 22614 | 3.54 | 3.54 | 3.54 | 2099 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 37 | 24752 | 3.30 | 3.30 | 3.30 | 1817 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 38 | 26904 | 3.08 | 3.08 | 3.08 | 1576 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 39 | 29044 | 2.87 | 2.87 | 2.87 | 1370 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 40 | 31241 | 2.68 | 2.68 | 2.68 | 1192 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 41 | 33467 | 2.50 | 2.50 | 2.50 | 1040 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 42 | 35821 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 907 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 43 | 38186 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 792 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 44 | 40666 | 2.03 | 2.03 | 2.03 | 691 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 45 | 43310 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 603 |
| | | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 35 | 16711 | 2.16 | 3.28 | 3.28 | 1674 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 36 | 17894 | 1.77 | 3.11 | 3.11 | 1479 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 37 | 19270 | 1.53 | 2.94 | 2.94 | 1314 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 38 | 20870 | 1.39 | 2.78 | 2.78 | 1175 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 39 | 22615 | 1.29 | 2.64 | 2.64 | 1055 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 40 | 24488 | 1.22 | 2.50 | 2.50 | 951 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 41 | 26578 | 1.18 | 2.37 | 2.37 | 860 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 42 | 28807 | 1.15 | 2.24 | 2.24 | 779 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 43 | 31285 | 1.13 | 2.13 | 2.13 | 707 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 44 | 33931 | 1.11 | 2.02 | 2.02 | 642 |

Çizelge 7.9. (Devam) Sığ temel tasarımının elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı odaklı optimizasyonu

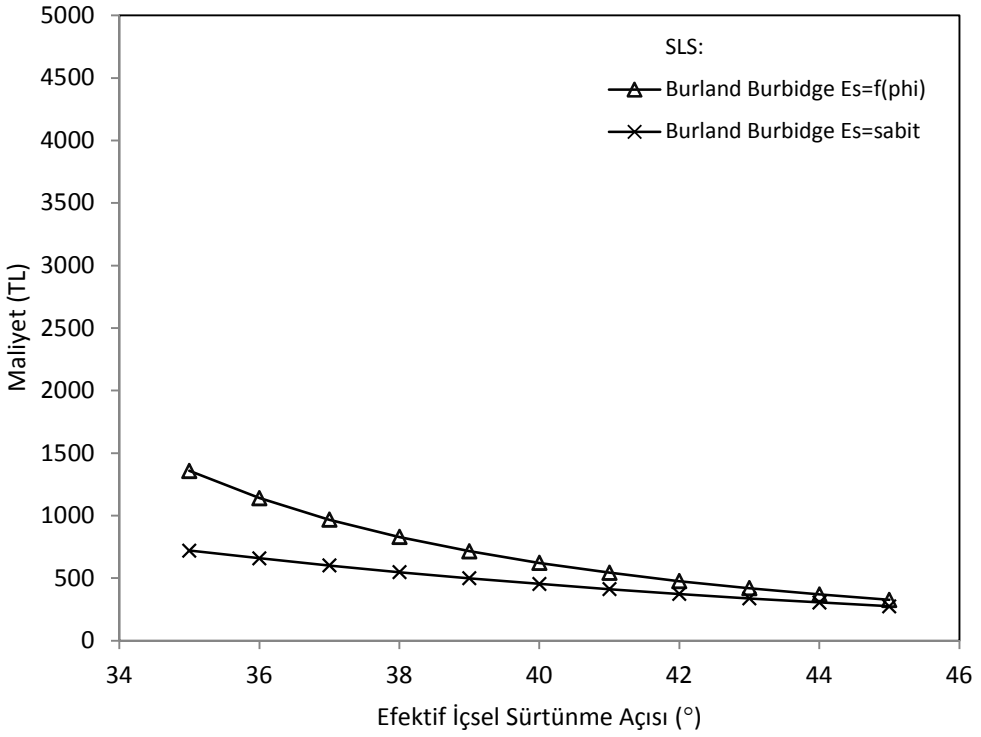
| ULS | SLS | ϕ'(°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 45 | 36963 | 1.11 | 1.91 | 1.91 | 583 |
| Kulhawy | Schmertmann | 35 | 11501 | 1.20 | 1.20 | 12.00 | 2246 |
| Kulhawy | Schmertmann | 36 | 12776 | 1.13 | 1.13 | 11.26 | 1993 |
| Kulhawy | Schmertmann | 37 | 15173 | 1.24 | 1.24 | 9.38 | 1814 |
| Kulhawy | Schmertmann | 38 | 17276 | 1.27 | 1.27 | 8.28 | 1645 |
| Kulhawy | Schmertmann | 39 | 17144 | 1.00 | 1.00 | 9.15 | 1466 |
| Kulhawy | Schmertmann | 40 | 21421 | 1.26 | 1.26 | 6.88 | 1363 |
| Kulhawy | Schmertmann | 41 | 24288 | 1.00 | 1.95 | 4.65 | 1343 |
| Kulhawy | Schmertmann | 42 | 25437 | 1.18 | 1.18 | 6.08 | 1141 |
| Kulhawy | Schmertmann | 43 | 27735 | 1.15 | 1.15 | 5.71 | 1048 |
| Kulhawy | Schmertmann | 44 | 29247 | 1.05 | 1.05 | 5.69 | 963 |
| Kulhawy | Schmertmann | 45 | 32281 | 1.05 | 1.05 | 5.23 | 888 |
| Kulhawy | YSA | 35 | 15142 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | YSA | 36 | 16912 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 659 |
| Kulhawy | YSA | 37 | 18732 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 601 |
| Kulhawy | YSA | 38 | 20567 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 548 |
| Kulhawy | YSA | 39 | 22419 | 1.71 | 1.71 | 1.71 | 499 |
| Kulhawy | YSA | 40 | 24364 | 1.63 | 1.63 | 1.63 | 454 |
| Kulhawy | YSA | 41 | 26352 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 412 |
| Kulhawy | YSA | 42 | 28391 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 374 |
| Kulhawy | YSA | 43 | 30492 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 338 |
| Kulhawy | YSA | 44 | 32668 | 1.31 | 1.31 | 1.31 | 306 |
| Kulhawy | YSA | 45 | 35081 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 276 |

Not: V = 2500 kN, FS = 3, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

Şekil 7.12'ye göre efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün korelasyonu göz önünde bulundurularak yapılan analizlerde SLS kriteri açısından Mayne Poulos ve Schmertmann oturma tahmin yöntemleri en yüksek yapım maliyetini verirken, YSA yöntemi en düşük maliyeti vermektedir. Bu durum Şekil 7.7'deki efektif içsel sürtünme açısının elastisite modülü ile korele olmadığı deterministik optimizasyon sonuçlarına paralellik göstermektedir. Şekil 7.13'e göre ULS: Kulhawy, SLS: Burland Burbidge yöntemleri için efektif içsel sürtünme açısının elastisite modülü ile korele olmadığı analizlerde temel maliyeti korelasyon olan analizlere göre, ϕ = 35° değerinde %47 (1358 TL, 720 TL), ϕ = 45° değerinde ise 15% (326 TL, 276 TL) daha küçüktür.




Şekil 7.12. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.13. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonların karşılaştırması

### 7.4.3. Düşey yük odaklı deterministik optimizasyon

Düşey yükün 1000 – 7000 kN arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.10'da verilmiştir.

Çizelge 7.10. Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 1000 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2000 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 3000 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 4000 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 5000 | 2.46 | 2.46 | 2.46 | 1005 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 6000 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 7000 | 2.75 | 2.75 | 2.75 | 1257 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 1000 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2000 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 3000 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 4000 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 5000 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1380 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 6000 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1956 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 7000 | 3.94 | 3.94 | 3.94 | 2626 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 1000 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2000 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 3000 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 4000 | 2.12 | 2.36 | 2.36 | 910 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 5000 | 2.00 | 2.69 | 2.69 | 1145 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 6000 | 1.88 | 2.99 | 2.99 | 1382 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 7000 | 1.78 | 3.27 | 3.27 | 1622 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Schmertmann | 1000 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| Kulhawy | Schmertmann | 2000 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Schmertmann | 3000 | 2.04 | 2.04 | 2.18 | 740 |
| Kulhawy | Schmertmann | 4000 | 2.08 | 2.08 | 2.95 | 996 |
| Kulhawy | Schmertmann | 5000 | 2.09 | 2.09 | 3.77 | 1261 |
| Kulhawy | Schmertmann | 6000 | 2.10 | 2.10 | 4.63 | 1534 |
| Kulhawy | Schmertmann | 7000 | 2.09 | 2.09 | 5.55 | 1816 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | YSA | 1000 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |

Çizelge 7.10. (Devam) Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | YSA | 2000 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | YSA | 3000 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | YSA | 4000 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Kulhawy | YSA | 5000 | 2.46 | 2.46 | 2.46 | 1005 |
| Kulhawy | YSA | 6000 | 2.61 | 2.61 | 2.61 | 1134 |
| Kulhawy | YSA | 7000 | 2.75 | 2.75 | 2.75 | 1257 |
| | | | | | | |
| Hansen | Burland Burbidge | 1000 | 1.48 | 1.48 | 1.48 | 380 |
| Hansen | Burland Burbidge | 2000 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Burland Burbidge | 3000 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Burland Burbidge | 4000 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| Hansen | Burland Burbidge | 5000 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1060 |
| Hansen | Burland Burbidge | 6000 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1197 |
| Hansen | Burland Burbidge | 7000 | 2.83 | 2.83 | 2.83 | 1327 |
| | | | | | | |
| Hansen | Mayne Poulos | 1000 | 1.48 | 1.48 | 1.48 | 380 |
| Hansen | Mayne Poulos | 2000 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Mayne Poulos | 3000 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Mayne Poulos | 4000 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| Hansen | Mayne Poulos | 5000 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1380 |
| Hansen | Mayne Poulos | 6000 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1956 |
| Hansen | Mayne Poulos | 7000 | 3.94 | 3.94 | 3.94 | 2626 |
| | | | | | | |
| Hansen | Peck Bazaraa | 1000 | 1.48 | 1.48 | 1.48 | 380 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2000 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 3000 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 4000 | 2.28 | 2.39 | 2.39 | 939 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 5000 | 2.18 | 2.72 | 2.72 | 1189 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 6000 | 2.10 | 3.03 | 3.03 | 1442 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 7000 | 2.01 | 3.32 | 3.32 | 1699 |
| | | | | | | |
| Hansen | Schmertmann | 1000 | 1.48 | 1.48 | 1.48 | 380 |
| Hansen | Schmertmann | 2000 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Schmertmann | 3000 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Schmertmann | 4000 | 2.18 | 2.18 | 2.88 | 1022 |
| Hansen | Schmertmann | 5000 | 2.20 | 2.20 | 3.67 | 1293 |
| Hansen | Schmertmann | 6000 | 2.21 | 2.21 | 4.49 | 1572 |
| Hansen | Schmertmann | 7000 | 2.21 | 2.21 | 5.37 | 1860 |
| | | | | | | |
| Hansen | YSA | 1000 | 1.48 | 1.48 | 1.48 | 380 |

Çizelge 7.10. (Devam) Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | YSA | 2000 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | YSA | 3000 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | YSA | 4000 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| Hansen | YSA | 5000 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1060 |
| Hansen | YSA | 6000 | 2.69 | 2.69 | 2.69 | 1197 |
| Hansen | YSA | 7000 | 2.83 | 2.83 | 2.83 | 1327 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 1000 | 1.43 | 1.43 | 1.43 | 356 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2000 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 3000 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 4000 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 5000 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 6000 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1113 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 7000 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1234 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 1000 | 1.43 | 1.43 | 1.43 | 356 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2000 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 3000 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 4000 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 5000 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1380 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 6000 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1956 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 7000 | 3.94 | 3.94 | 3.94 | 2626 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 1000 | 1.43 | 1.43 | 1.43 | 356 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2000 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 3000 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 4000 | 2.05 | 2.34 | 2.34 | 896 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 5000 | 1.87 | 2.66 | 2.66 | 1115 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 6000 | 1.71 | 2.95 | 2.95 | 1332 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 7000 | 1.56 | 3.21 | 3.21 | 1546 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Schmertmann | 1000 | 1.43 | 1.43 | 1.43 | 356 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2000 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Schmertmann | 3000 | 2.01 | 2.01 | 2.20 | 734 |
| Meyerhof | Schmertmann | 4000 | 2.06 | 2.06 | 2.96 | 992 |
| Meyerhof | Schmertmann | 5000 | 2.09 | 2.09 | 3.78 | 1259 |
| Meyerhof | Schmertmann | 6000 | 2.10 | 2.10 | 4.63 | 1535 |
| Meyerhof | Schmertmann | 7000 | 2.10 | 2.10 | 5.53 | 1819 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | YSA | 1000 | 1.43 | 1.43 | 1.43 | 356 |

Çizelge 7.10. (Devam) Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | YSA | 2000 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | YSA | 3000 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | YSA | 4000 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |
| Meyerhof | YSA | 5000 | 2.44 | 2.44 | 2.44 | 987 |
| Meyerhof | YSA | 6000 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1113 |
| Meyerhof | YSA | 7000 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1234 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 1000 | 1.60 | 1.60 | 1.60 | 438 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 3000 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 4000 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 5000 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1235 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 6000 | 2.90 | 2.90 | 2.90 | 1396 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 7000 | 3.05 | 3.05 | 3.05 | 1549 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 1000 | 1.60 | 1.60 | 1.60 | 438 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 3000 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 4000 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 5000 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1380 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 6000 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1956 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 7000 | 3.94 | 3.94 | 3.94 | 2626 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 1000 | 1.60 | 1.60 | 1.60 | 438 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 3000 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 4000 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 5000 | 2.53 | 2.79 | 2.79 | 1270 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 6000 | 2.33 | 3.08 | 3.08 | 1508 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 7000 | 2.15 | 3.35 | 3.35 | 1745 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Schmertmann | 1000 | 1.60 | 1.60 | 1.60 | 438 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Schmertmann | 3000 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Schmertmann | 4000 | 2.44 | 2.44 | 2.70 | 1087 |
| Terzaghi | Schmertmann | 5000 | 2.38 | 2.38 | 3.50 | 1344 |
| Terzaghi | Schmertmann | 6000 | 2.33 | 2.33 | 4.35 | 1610 |
| Terzaghi | Schmertmann | 7000 | 2.28 | 2.28 | 5.26 | 1885 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | YSA | 1000 | 1.60 | 1.60 | 1.60 | 438 |

Çizelge 7.10. (Devam) Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | YSA | 2000 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | YSA | 3000 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | YSA | 4000 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | YSA | 5000 | 2.73 | 2.73 | 2.73 | 1235 |
| Terzaghi | YSA | 6000 | 2.90 | 2.90 | 2.90 | 1396 |
| Terzaghi | YSA | 7000 | 3.05 | 3.05 | 3.05 | 1549 |
| Vesic | Burland Burbidge | 1000 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 354 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2000 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Burland Burbidge | 3000 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Burland Burbidge | 4000 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 848 |
| Vesic | Burland Burbidge | 5000 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 981 |
| Vesic | Burland Burbidge | 6000 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1106 |
| Vesic | Burland Burbidge | 7000 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| Vesic | Mayne Poulos | 1000 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 354 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2000 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Mayne Poulos | 3000 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Mayne Poulos | 4000 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Vesic | Mayne Poulos | 5000 | 2.88 | 2.88 | 2.88 | 1380 |
| Vesic | Mayne Poulos | 6000 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1956 |
| Vesic | Mayne Poulos | 7000 | 3.94 | 3.94 | 3.94 | 2626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 1000 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 354 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2000 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 3000 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 4000 | 2.08 | 2.35 | 2.35 | 901 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 5000 | 1.97 | 2.68 | 2.68 | 1138 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 6000 | 1.87 | 2.98 | 2.98 | 1377 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 7000 | 1.77 | 3.26 | 3.26 | 1618 |
| Vesic | Schmertmann | 1000 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 354 |
| Vesic | Schmertmann | 2000 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Schmertmann | 3000 | 2.00 | 2.00 | 2.20 | 732 |
| Vesic | Schmertmann | 4000 | 2.04 | 2.04 | 2.98 | 985 |
| Vesic | Schmertmann | 5000 | 2.05 | 2.05 | 3.81 | 1248 |
| Vesic | Schmertmann | 6000 | 2.18 | 2.21 | 4.49 | 1530 |
| Vesic | Schmertmann | 7000 | 2.05 | 2.05 | 5.62 | 1799 |
| Vesic | YSA | 1000 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 354 |
| Vesic | YSA | 2000 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | YSA | 3000 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | YSA | 4000 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Vesic | YSA | 5000 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 981 |
| Vesic | YSA | 6000 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1106 |

Çizelge 7.10. (Devam) Sığ temel tasarımının düşey yük odaklı optimizasyonu

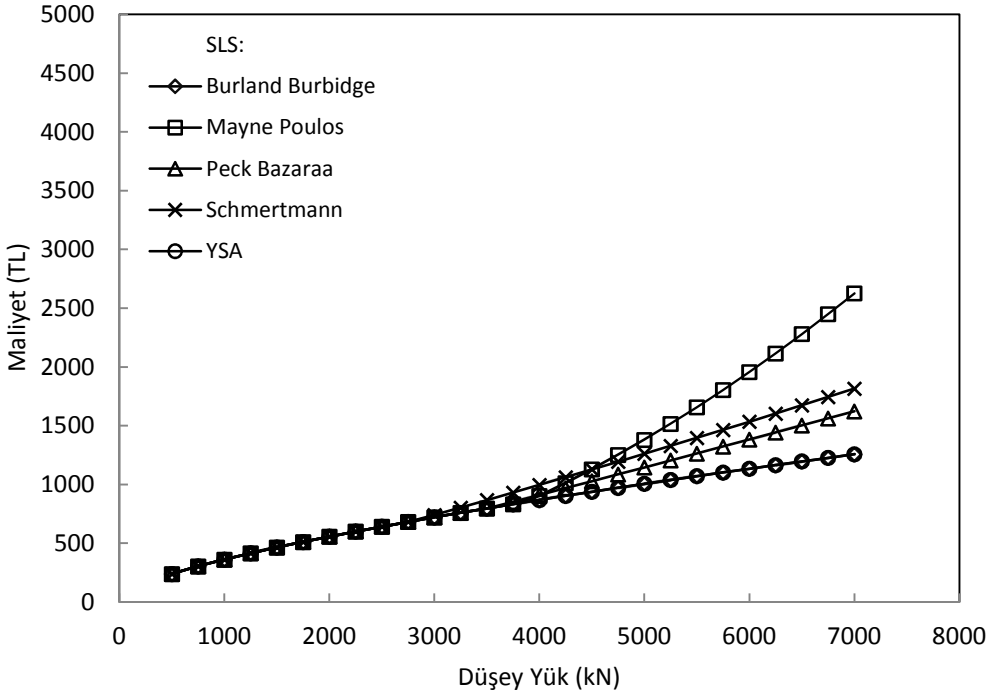
| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | YSA | 7000 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1226 |
| YSA | Burland Burbidge | 1000 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 189 |
| YSA | Burland Burbidge | 2000 | 1.00 | 1.23 | 1.59 | 333 |
| YSA | Burland Burbidge | 3000 | 1.00 | 1.31 | 2.23 | 480 |
| YSA | Burland Burbidge | 4000 | 1.02 | 1.36 | 2.88 | 627 |
| YSA | Burland Burbidge | 5000 | 1.09 | 1.41 | 3.49 | 775 |
| YSA | Burland Burbidge | 6000 | 1.16 | 1.45 | 4.07 | 923 |
| YSA | Burland Burbidge | 7000 | 1.23 | 1.48 | 4.64 | 1072 |
| YSA | Mayne Poulos | 1000 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 189 |
| YSA | Mayne Poulos | 2000 | 1.00 | 1.23 | 1.59 | 333 |
| YSA | Mayne Poulos | 3000 | 1.76 | 1.76 | 1.76 | 526 |
| YSA | Mayne Poulos | 4000 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| YSA | Mayne Poulos | 5000 | 1.10 | 2.94 | 2.94 | 1370 |
| YSA | Mayne Poulos | 6000 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1956 |
| YSA | Mayne Poulos | 7000 | 3.94 | 3.94 | 3.94 | 2626 |
| YSA | Peck Bazaraa | 1000 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 189 |
| YSA | Peck Bazaraa | 2000 | 1.00 | 1.34 | 1.46 | 334 |
| YSA | Peck Bazaraa | 3000 | 1.04 | 1.76 | 1.76 | 503 |
| YSA | Peck Bazaraa | 4000 | 1.19 | 2.16 | 2.16 | 732 |
| YSA | Peck Bazaraa | 5000 | 1.49 | 2.57 | 2.57 | 1024 |
| YSA | Peck Bazaraa | 6000 | 1.81 | 2.97 | 2.97 | 1361 |
| YSA | Peck Bazaraa | 7000 | 2.08 | 3.34 | 3.34 | 1721 |
| YSA | Schmertmann | 1000 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 189 |
| YSA | Schmertmann | 2000 | 1.00 | 1.00 | 2.12 | 365 |
| YSA | Schmertmann | 3000 | 1.00 | 1.00 | 3.39 | 563 |
| YSA | Schmertmann | 4000 | 1.00 | 1.00 | 4.78 | 780 |
| YSA | Schmertmann | 5000 | 1.00 | 1.00 | 6.26 | 1012 |
| YSA | Schmertmann | 6000 | 1.33 | 1.33 | 6.10 | 1250 |
| YSA | Schmertmann | 7000 | 1.04 | 1.04 | 9.05 | 1506 |
| YSA | YSA | 1000 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 189 |
| YSA | YSA | 2000 | 1.00 | 1.23 | 1.59 | 333 |
| YSA | YSA | 3000 | 1.00 | 1.31 | 2.23 | 480 |
| YSA | YSA | 4000 | 1.02 | 1.36 | 2.88 | 627 |
| YSA | YSA | 5000 | 1.09 | 1.41 | 3.49 | 775 |
| YSA | YSA | 6000 | 1.16 | 1.45 | 4.07 | 923 |
| YSA | YSA | 7000 | 1.23 | 1.48 | 4.64 | 1072 |

Not: $\phi' = 35°$ kN, $E_s = 50$ MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks} = 25$ mm, $\gamma = 20$ kN/m$^3$

Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge,

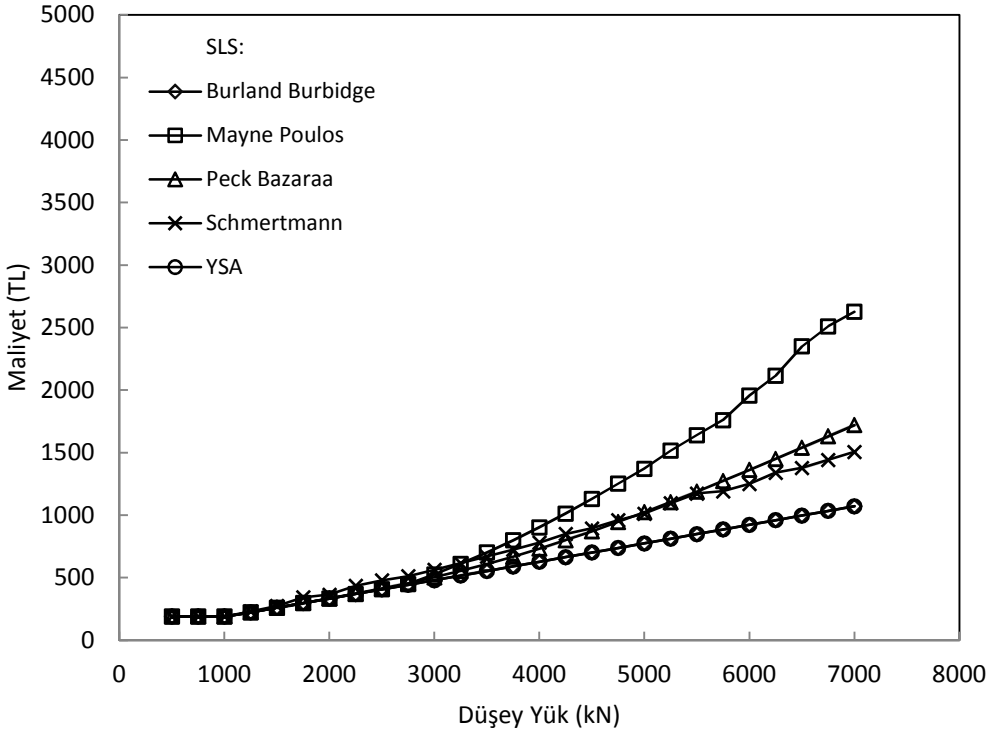
Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin düşey yük ile ilişkisi Şekil 7.14 ve Şekil 7.15'de verilmiştir.

ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin düşey yük ile değişimi ise Şekil 7.16, Şekil 7.17 ve Şekil 7.18'de gösterilmiştir.

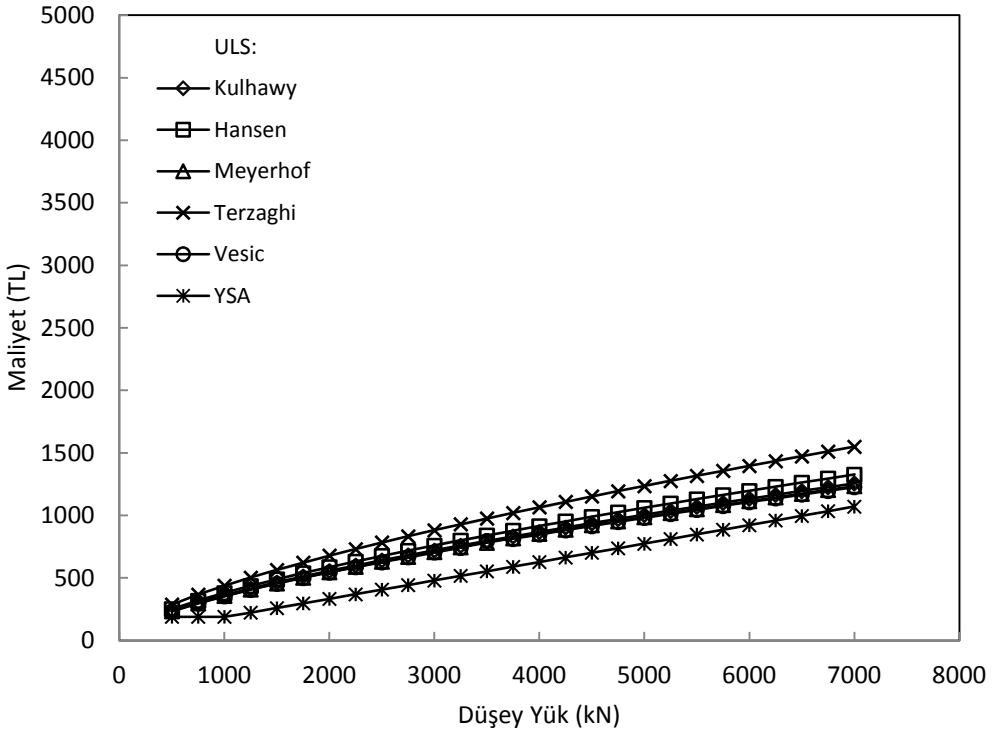



Şekil 7.14. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

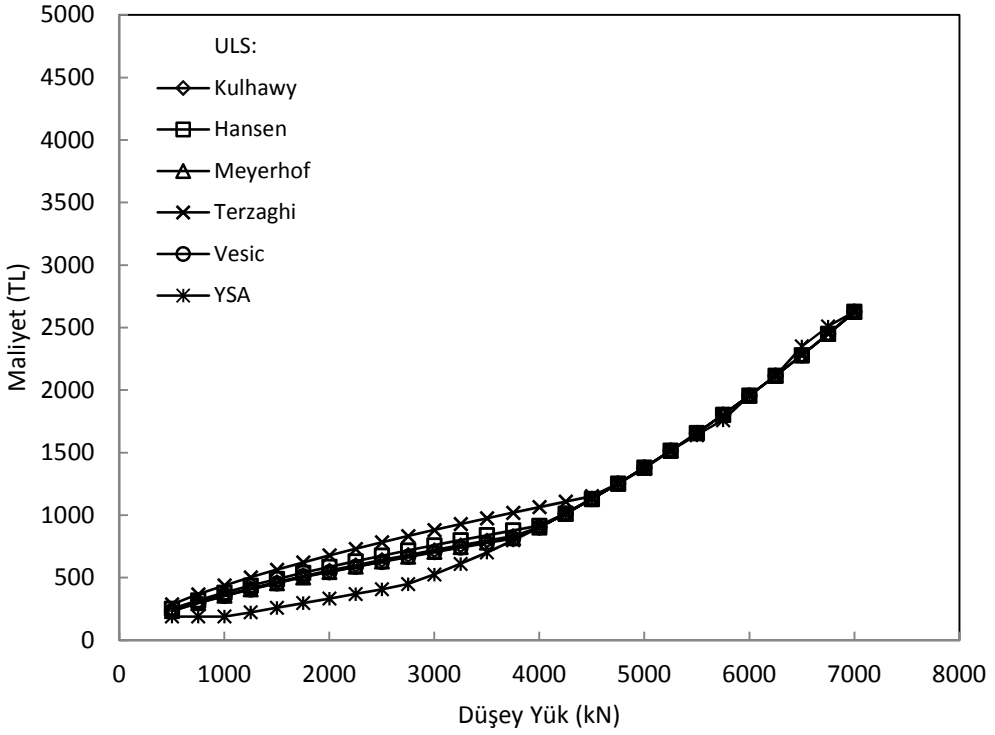
Şekil 7.14 ve Şekil 7.15'e göre düşey yükün V = 500 kN ile 7000 kN arasında değişen değerleri deterministik optimizasyon sonucunda maliyetin Mayne Poulos için 11 (239 TL, 2626 TL), Schmertmann için 7.6 (239 TL, 1816 TL), Peck Bazaraa için 6.8 (239 TL, 1622 TL), YSA için 5.3 (239 TL, 1257 TL) kat artmasına sebep olmuştur. Şekil 7.16 ve Şekil 7.18'e göre BB ve YSA oturma analizlerinin kullanıldığı deterministik optimizasyon tasarımlarında taşıma gücü yöntemleri etkilidir.



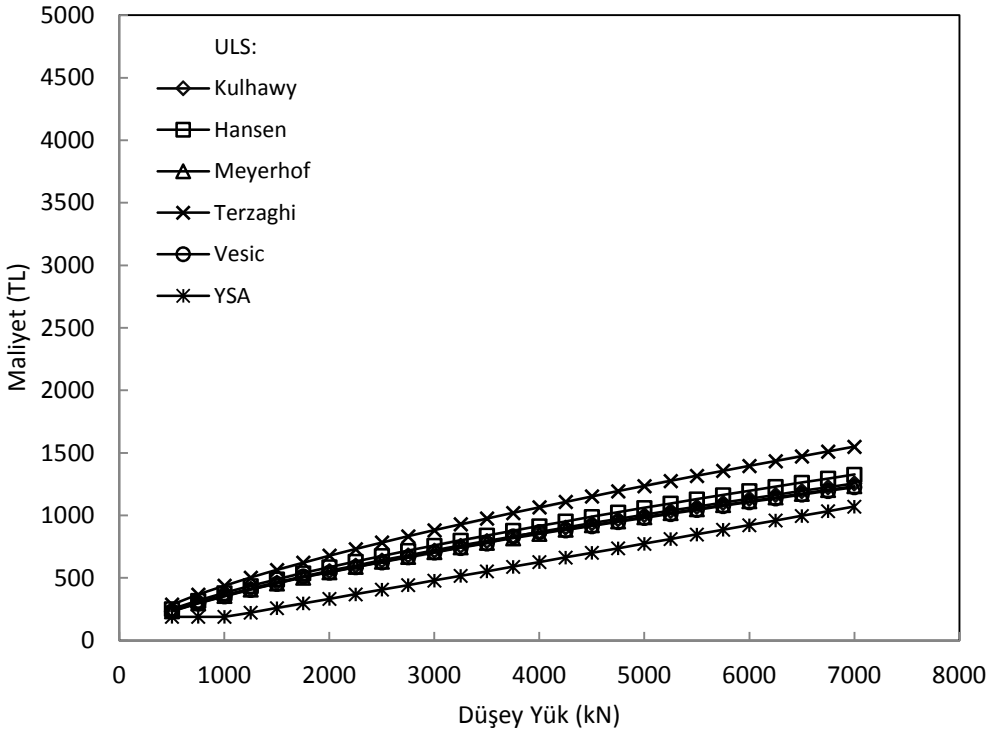

Şekil 7.15. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu




Şekil 7.16. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu




Şekil 7.17. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu




Şekil 7.18. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

Terzaghi taşıma gücü yöntemi en muhafazakar tasarım sonuçlarını verirken YSA taşıma gücü minimum yapım maliyetlerinde temel boyutlarını şekillendirmiştir. Şekil 7.17'ye göre V = 500 kN – 4500 kN aralığında taşıma gücü yöntemleri (Kulhawy, Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic, YSA), V = 4500 – 7000 kN aralığında Mayne Poulos oturma tahmin yöntemi kısıtlarına göre deterministik optimizasyon sonuçları belirlenmiştir.

### 7.4.4. Birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyon

Birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$ – 22 kN/m$^3$ arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.11'de verilmiştir.

Çizelge 7.11. Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklıoptimizasyonu

| ULS | SLS | γ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 17 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 802 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 18 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 19 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 685 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 20 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 21 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 604 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 22 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 572 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 17 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 802 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 18 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 19 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 685 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 20 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 21 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 604 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 22 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 572 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 17 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 802 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 18 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 19 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 685 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 20 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |

Çizelge 7.11. (Devam) Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | γ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 21 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 604 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 22 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 572 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Schmertmann | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Kulhawy | Schmertmann | 17 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 802 |
| Kulhawy | Schmertmann | 18 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Kulhawy | Schmertmann | 19 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 685 |
| Kulhawy | Schmertmann | 20 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 21 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 604 |
| Kulhawy | Schmertmann | 22 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 572 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | YSA | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Kulhawy | YSA | 17 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 802 |
| Kulhawy | YSA | 18 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Kulhawy | YSA | 19 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 685 |
| Kulhawy | YSA | 20 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 21 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 604 |
| Kulhawy | YSA | 22 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 572 |
| | | | | | | |
| Hansen | Burland Burbidge | 16 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| Hansen | Burland Burbidge | 17 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 846 |
| Hansen | Burland Burbidge | 18 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Hansen | Burland Burbidge | 19 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 722 |
| Hansen | Burland Burbidge | 20 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 21 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 636 |
| Hansen | Burland Burbidge | 22 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 602 |
| | | | | | | |
| Hansen | Mayne Poulos | 16 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| Hansen | Mayne Poulos | 17 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 846 |
| Hansen | Mayne Poulos | 18 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Hansen | Mayne Poulos | 19 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 722 |
| Hansen | Mayne Poulos | 20 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 21 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 636 |
| Hansen | Mayne Poulos | 22 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 602 |
| | | | | | | |
| Hansen | Peck Bazaraa | 16 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 17 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 846 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 18 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 19 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 722 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 20 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |

Çizelge 7.11. (Devam) Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | γ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | Peck Bazaraa | 21 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 636 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 22 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 602 |
| | | | | | | |
| Hansen | Schmertmann | 16 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| Hansen | Schmertmann | 17 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 846 |
| Hansen | Schmertmann | 18 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Hansen | Schmertmann | 19 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 722 |
| Hansen | Schmertmann | 20 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 21 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 636 |
| Hansen | Schmertmann | 22 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 602 |
| | | | | | | |
| Hansen | YSA | 16 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| Hansen | YSA | 17 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 846 |
| Hansen | YSA | 18 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Hansen | YSA | 19 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 722 |
| Hansen | YSA | 20 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 21 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 636 |
| Hansen | YSA | 22 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 602 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 869 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 788 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 18 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 724 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 673 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 20 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 21 | 1.88 | 1.88 | 1.88 | 593 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 562 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 869 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 788 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 18 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 724 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 673 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 20 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 21 | 1.88 | 1.88 | 1.88 | 593 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 562 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 869 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 788 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 18 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 724 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 673 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 20 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |

Çizelge 7.11. (Devam) Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | γ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 21 | 1.88 | 1.88 | 1.88 | 593 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 562 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Schmertmann | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 869 |
| Meyerhof | Schmertmann | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 788 |
| Meyerhof | Schmertmann | 18 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 724 |
| Meyerhof | Schmertmann | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 673 |
| Meyerhof | Schmertmann | 20 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 21 | 1.88 | 1.88 | 1.88 | 593 |
| Meyerhof | Schmertmann | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.83 | 563 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | YSA | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 869 |
| Meyerhof | YSA | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 788 |
| Meyerhof | YSA | 18 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 724 |
| Meyerhof | YSA | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 673 |
| Meyerhof | YSA | 20 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 21 | 1.88 | 1.88 | 1.88 | 593 |
| Meyerhof | YSA | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 562 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 16 | 2.56 | 2.56 | 2.56 | 1085 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 17 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 983 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 18 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 19 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 837 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 20 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 21 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 22 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 697 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 16 | 2.56 | 2.56 | 2.56 | 1085 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 17 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 983 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 18 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 19 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 837 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 20 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 21 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 22 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 697 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 16 | 2.56 | 2.56 | 2.56 | 1085 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 17 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 983 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 18 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 19 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 837 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 20 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |

Çizelge 7.11. (Devam) Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | γ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 21 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 22 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 697 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | Schmertmann | 16 | 2.56 | 2.56 | 2.56 | 1085 |
| Terzaghi | Schmertmann | 17 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 983 |
| Terzaghi | Schmertmann | 18 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Terzaghi | Schmertmann | 19 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 837 |
| Terzaghi | Schmertmann | 20 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 21 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Terzaghi | Schmertmann | 22 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 697 |
| | | | | | | |
| Terzaghi | YSA | 16 | 2.56 | 2.56 | 2.56 | 1085 |
| Terzaghi | YSA | 17 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 983 |
| Terzaghi | YSA | 18 | 2.33 | 2.33 | 2.33 | 902 |
| Terzaghi | YSA | 19 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 837 |
| Terzaghi | YSA | 20 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 21 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| Terzaghi | YSA | 22 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 697 |
| | | | | | | |
| Vesic | Burland Burbidge | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Vesic | Burland Burbidge | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Burland Burbidge | 18 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 720 |
| Vesic | Burland Burbidge | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 669 |
| Vesic | Burland Burbidge | 20 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 21 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 590 |
| Vesic | Burland Burbidge | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 559 |
| | | | | | | |
| Vesic | Mayne Poulos | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Vesic | Mayne Poulos | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Mayne Poulos | 18 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 720 |
| Vesic | Mayne Poulos | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 669 |
| Vesic | Mayne Poulos | 20 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 21 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 590 |
| Vesic | Mayne Poulos | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 559 |
| | | | | | | |
| Vesic | Peck Bazaraa | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 18 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 720 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 669 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 20 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |

Çizelge 7.11. (Devam) Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | γ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | Peck Bazaraa | 21 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 590 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 559 |
| | | | | | | |
| Vesic | Schmertmann | 16 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Vesic | Schmertmann | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Schmertmann | 18 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 720 |
| Vesic | Schmertmann | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 669 |
| Vesic | Schmertmann | 20 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 21 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 590 |
| Vesic | Schmertmann | 22 | 1.81 | 1.81 | 1.83 | 561 |
| | | | | | | |
| Vesic | YSA | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| Vesic | YSA | 17 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | YSA | 18 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 720 |
| Vesic | YSA | 19 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 669 |
| Vesic | YSA | 20 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 21 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 590 |
| Vesic | YSA | 22 | 1.82 | 1.82 | 1.82 | 559 |
| | | | | | | |
| YSA | Burland Burbidge | 16 | 1.19 | 1.19 | 2.11 | 425 |
| YSA | Burland Burbidge | 17 | 1.20 | 1.20 | 2.06 | 419 |
| YSA | Burland Burbidge | 18 | 1.19 | 1.25 | 1.96 | 414 |
| YSA | Burland Burbidge | 19 | 1.00 | 1.24 | 1.99 | 410 |
| YSA | Burland Burbidge | 20 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 21 | 1.00 | 1.32 | 1.85 | 404 |
| YSA | Burland Burbidge | 22 | 1.00 | 1.35 | 1.80 | 403 |
| | | | | | | |
| YSA | Mayne Poulos | 16 | 1.19 | 1.19 | 2.11 | 425 |
| YSA | Mayne Poulos | 17 | 1.20 | 1.20 | 2.06 | 419 |
| YSA | Mayne Poulos | 18 | 1.10 | 1.22 | 2.03 | 414 |
| YSA | Mayne Poulos | 19 | 1.00 | 1.24 | 1.99 | 410 |
| YSA | Mayne Poulos | 20 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 21 | 1.00 | 1.32 | 1.85 | 404 |
| YSA | Mayne Poulos | 22 | 1.00 | 1.35 | 1.80 | 403 |
| | | | | | | |
| YSA | Peck Bazaraa | 16 | 1.24 | 1.70 | 1.70 | 475 |
| YSA | Peck Bazaraa | 17 | 1.18 | 1.65 | 1.65 | 449 |
| YSA | Peck Bazaraa | 18 | 1.14 | 1.61 | 1.61 | 432 |
| YSA | Peck Bazaraa | 19 | 1.11 | 1.59 | 1.59 | 420 |
| YSA | Peck Bazaraa | 20 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 413 |

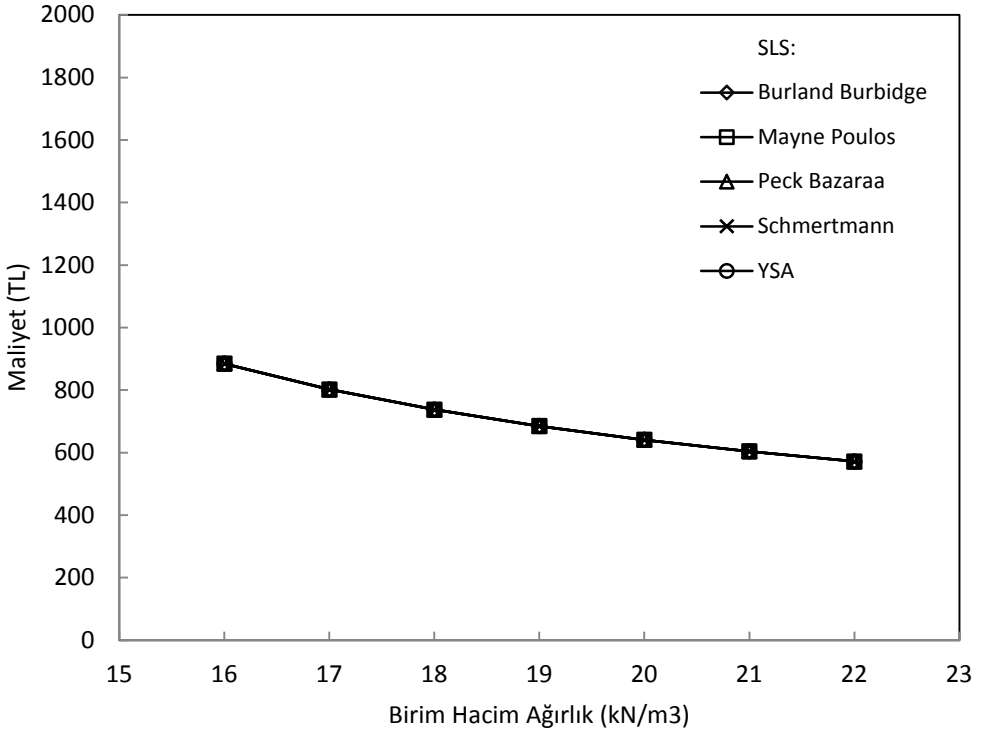
Çizelge 7.11. (Devam) Sığ temel tasarımının birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Peck Bazaraa | 21 | 1.00 | 1.55 | 1.59 | 408 |
| YSA | Peck Bazaraa | 22 | 1.00 | 1.55 | 1.58 | 405 |
| | | | | | | |
| YSA | Schmertmann | 16 | 1.00 | 1.00 | 3.15 | 525 |
| YSA | Schmertmann | 17 | 1.00 | 1.00 | 3.02 | 505 |
| YSA | Schmertmann | 18 | 1.00 | 1.00 | 2.91 | 488 |
| YSA | Schmertmann | 19 | 1.00 | 1.00 | 2.82 | 474 |
| YSA | Schmertmann | 20 | 1.16 | 1.16 | 2.47 | 479 |
| YSA | Schmertmann | 21 | 1.25 | 1.25 | 2.30 | 480 |
| YSA | Schmertmann | 22 | 1.27 | 1.27 | 2.23 | 474 |
| | | | | | | |
| YSA | YSA | 16 | 1.19 | 1.19 | 2.11 | 425 |
| YSA | YSA | 17 | 1.20 | 1.20 | 2.06 | 419 |
| YSA | YSA | 18 | 1.13 | 1.25 | 1.97 | 414 |
| YSA | YSA | 19 | 1.00 | 1.24 | 1.99 | 410 |
| YSA | YSA | 20 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 21 | 1.00 | 1.32 | 1.85 | 404 |
| YSA | YSA | 22 | 1.00 | 1.35 | 1.80 | 403 |

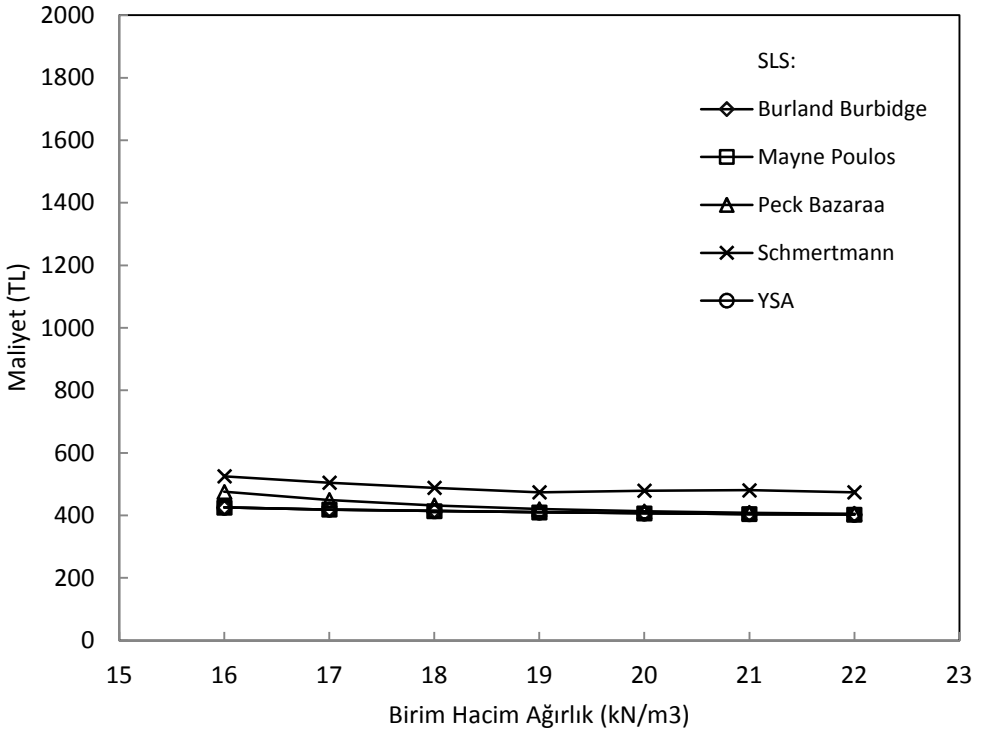
Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, YASS = 0 m

Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim hacim ağırlık ile ilişkisi Şekil 7.19 ve Şekil 7.20'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim hacim ağırlık ile değişimi ise Şekil 7.21, Şekil 7.22 ve Şekil 7.23'de gösterilmiştir.

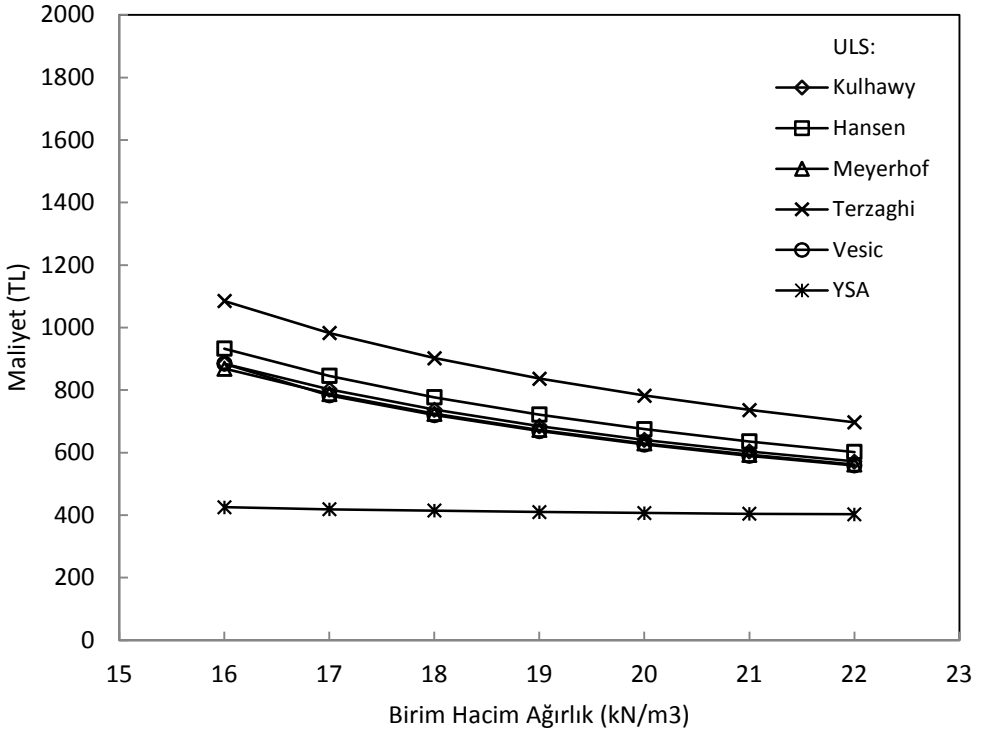
Şekil 7.19'a göre birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değerleri inşaat maliyetinde %35 azalmaya (884 TL, 572 TL) yol açmıştır.



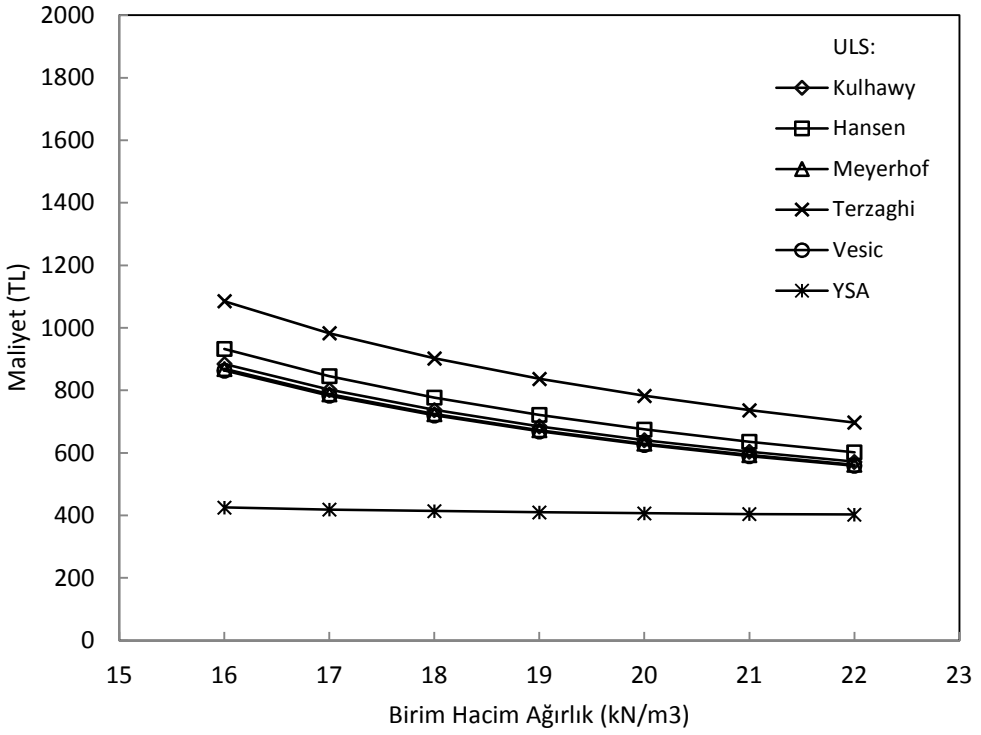

Şekil 7.19. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu



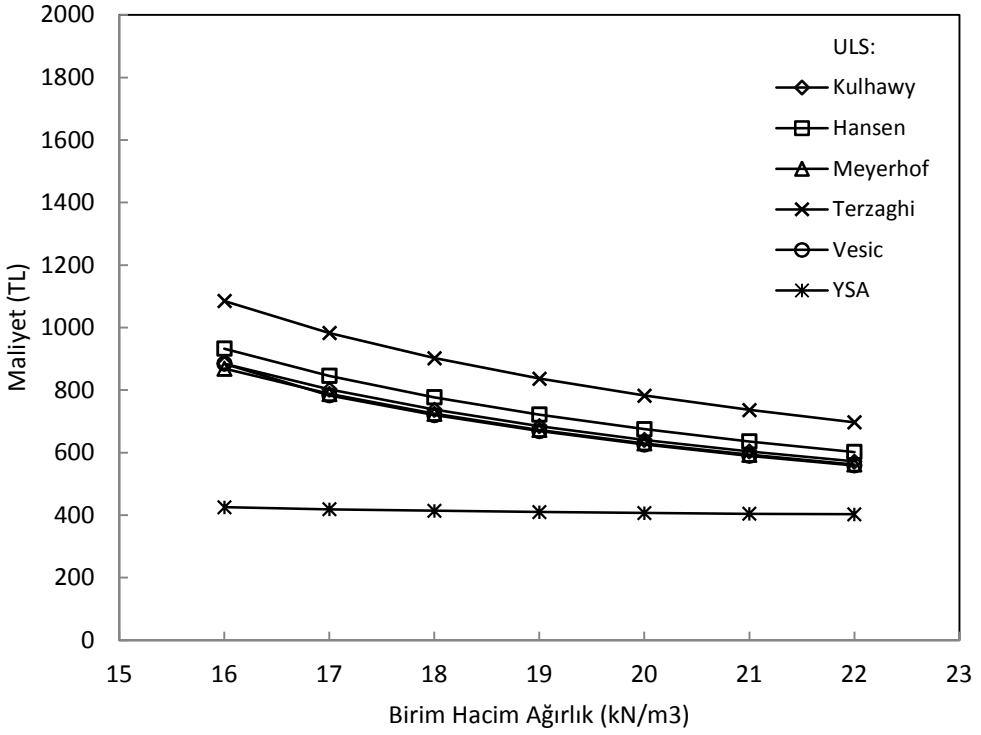

Şekil 7.20. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu




Şekil 7.21. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu




Şekil 7.22. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu




Şekil 7.23. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

Şekil 7.20'ye göre ULS: YSA - SLS: Schmertmann yöntemlerine göre deterministik optimizasyon tasarımında, Schmertmann yönteminin analizlerde etkili olduğu ve $\gamma$ = 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değişim için maliyette %19 azalmaya (525 TL, 424 TL) sebep olduğu görülmektedir. Peck Bazaraa yöntemi için ise artan $\gamma$ ile birlikte maliyet 70 TL (475, 405 TL) azalmıştır. Diğer yöntemler (BB, MP, YSA) $\gamma$ = 16 kN/m$^3$ için 425 TL, $\gamma$ = 22 kN/m$^3$ için 403 TL arasında maliyette daha az azalmaya (%5) yol açmıştır.

SLS kriteri optimizasyonu şekillendirmediğinden Şekil 7.21, Şekil 7.22 ve Şekil 7.23'ün aynı olduğu görülmektedir. Terzaghi taşıma gücünün kullanıldığı analizlerde deterministik optimizasyon tasarımları en yüksek maliyeti vermektedir. Çünkü Terzaghi yöntemi diğer yöntemlere göre taşıma gücünü daha az düşük tahmin etmektedir. Diğer yöntemler (Kulhawy, Meyerhof, Vesic) hemen hemen maliyet üzerinde aynı etkiye sahiptir. $\gamma$ değişiminin YSA oturma analiz yönteminde girdi parametresi olarak kullanılmadığından maliyeti etkilememektedir.

### 7.4.5. Güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyon

Güvenlik katsayısının 2.0 – 4.0 arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.12'de verilmiştir.

Çizelge 7.12. Sığ temel tasarımının güvenlik katsayısı odaklıoptimizasyonu

| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2.0 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 3.0 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2.0 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 3.0 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2.0 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 3.0 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Schmertmann | 2.0 | 1.77 | 1.77 | 1.93 | 576 |
| Kulhawy | Schmertmann | 2.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 3.0 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | Schmertmann | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Kulhawy | Schmertmann | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | YSA | 2.0 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| Kulhawy | YSA | 2.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 3.0 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| Kulhawy | YSA | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Kulhawy | YSA | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| | | | | | | |
| Hansen | Burland Burbidge | 2.0 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Burland Burbidge | 2.5 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |

Çizelge 7.12. (Devam) Sığ temel tasarımının güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | Burland Burbidge | 3.0 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Burland Burbidge | 3.5 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 839 |
| Hansen | Burland Burbidge | 4.0 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| | | | | | | |
| Hansen | Mayne Poulos | 2.0 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Mayne Poulos | 2.5 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 3.0 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Mayne Poulos | 3.5 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 839 |
| Hansen | Mayne Poulos | 4.0 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| | | | | | | |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2.0 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2.5 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 3.0 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 3.5 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 839 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 4.0 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| | | | | | | |
| Hansen | Schmertmann | 2.0 | 1.86 | 1.86 | 1.88 | 589 |
| Hansen | Schmertmann | 2.5 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 3.0 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | Schmertmann | 3.5 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 839 |
| Hansen | Schmertmann | 4.0 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| | | | | | | |
| Hansen | YSA | 2.0 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| Hansen | YSA | 2.5 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 3.0 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 759 |
| Hansen | YSA | 3.5 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 839 |
| Hansen | YSA | 4.0 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 916 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2.0 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2.5 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 3.0 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 782 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |
| | | | | | | |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2.0 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2.5 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 3.0 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 782 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |

Çizelge 7.12. (Devam) Sığ temel tasarımının güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2.0 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2.5 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 3.0 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 782 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2.0 | 1.75 | 1.75 | 1.94 | 571 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2.5 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 3.0 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | Schmertmann | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 782 |
| Meyerhof | Schmertmann | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |
| Meyerhof | YSA | 2.0 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 547 |
| Meyerhof | YSA | 2.5 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 3.0 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| Meyerhof | YSA | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 782 |
| Meyerhof | YSA | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 853 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2.0 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2.5 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 3.0 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 3.5 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 975 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 4.0 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2.0 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2.5 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 3.0 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 3.5 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 975 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 4.0 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2.0 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2.5 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 3.0 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 3.5 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 975 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 4.0 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2.0 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2.5 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 3.0 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | Schmertmann | 3.5 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 975 |

Çizelge 7.12. (Devam) Sığ temel tasarımının güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

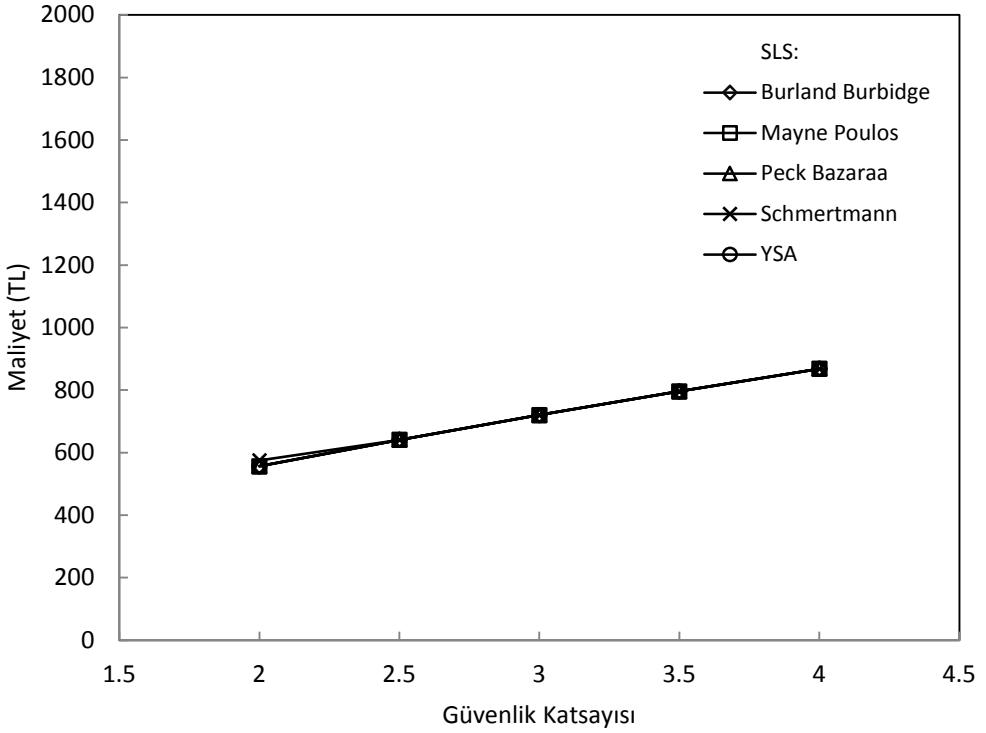
| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | Schmertmann | 4.0 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Terzaghi | YSA | 2.0 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 678 |
| Terzaghi | YSA | 2.5 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 3.0 | 2.30 | 2.30 | 2.30 | 881 |
| Terzaghi | YSA | 3.5 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 975 |
| Terzaghi | YSA | 4.0 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1065 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2.0 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2.5 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 3.0 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Burland Burbidge | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Vesic | Burland Burbidge | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2.0 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2.5 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 3.0 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Mayne Poulos | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Vesic | Mayne Poulos | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 848 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2.0 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2.5 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 3.0 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 4.0 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 848 |
| Vesic | Schmertmann | 2.0 | 1.74 | 1.74 | 1.95 | 569 |
| Vesic | Schmertmann | 2.5 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 3.0 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | Schmertmann | 3.5 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 777 |
| Vesic | Schmertmann | 4.0 | 1.57 | 2.26 | 2.26 | 848 |
| Vesic | YSA | 2.0 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 544 |
| Vesic | YSA | 2.5 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 3.0 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 704 |
| Vesic | YSA | 3.5 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 796 |
| Vesic | YSA | 4.0 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 868 |
| YSA | Burland Burbidge | 2.0 | 1.00 | 1.23 | 1.59 | 333 |
| YSA | Burland Burbidge | 2.5 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |

Çizelge 7.12. (Devam) Sığ temel tasarımının güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

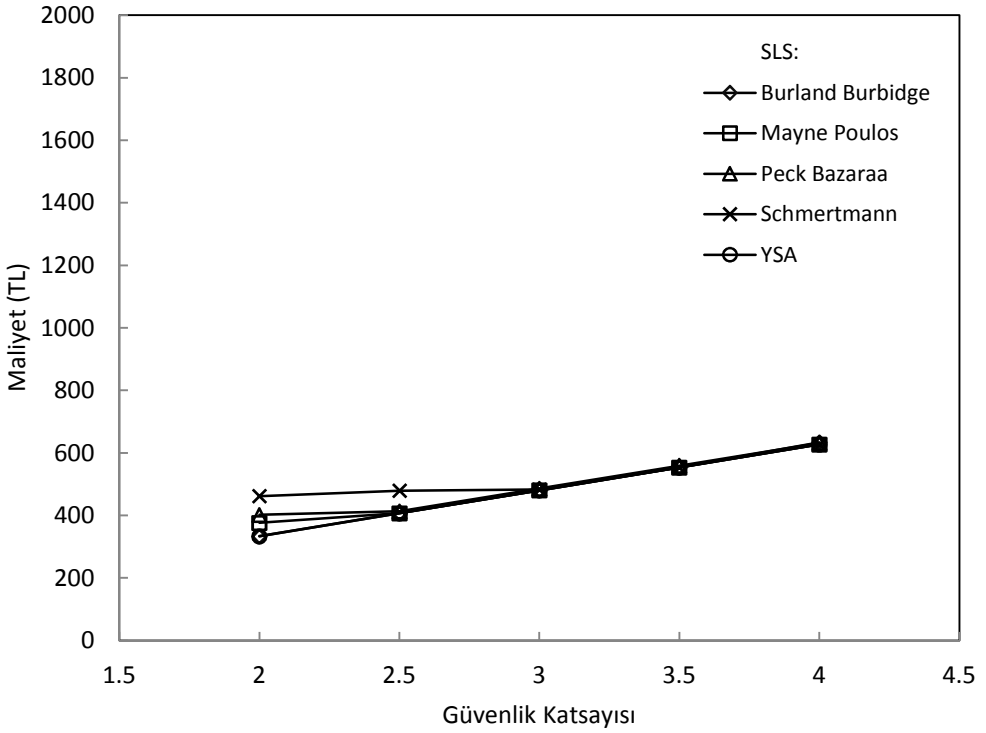
| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Burland Burbidge | 3.0 | 1.00 | 1.31 | 2.23 | 480 |
| YSA | Burland Burbidge | 3.5 | 1.00 | 1.34 | 2.56 | 553 |
| YSA | Burland Burbidge | 4.0 | 1.35 | 1.41 | 2.75 | 634 |
| | | | | | | |
| YSA | Mayne Poulos | 2.0 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 376 |
| YSA | Mayne Poulos | 2.5 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 3.0 | 1.00 | 1.31 | 2.23 | 480 |
| YSA | Mayne Poulos | 3.5 | 1.00 | 1.34 | 2.56 | 553 |
| YSA | Mayne Poulos | 4.0 | 1.02 | 1.36 | 2.88 | 627 |
| | | | | | | |
| YSA | Peck Bazaraa | 2.0 | 1.00 | 1.56 | 1.56 | 402 |
| YSA | Peck Bazaraa | 2.5 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 413 |
| YSA | Peck Bazaraa | 3.0 | 1.11 | 1.58 | 1.88 | 486 |
| YSA | Peck Bazaraa | 3.5 | 1.14 | 1.58 | 2.19 | 559 |
| YSA | Peck Bazaraa | 4.0 | 1.16 | 1.59 | 2.49 | 632 |
| YSA | Schmertmann | 2.0 | 1.00 | 1.00 | 2.74 | 462 |
| YSA | Schmertmann | 2.5 | 1.16 | 1.16 | 2.47 | 479 |
| YSA | Schmertmann | 3.0 | 1.00 | 1.17 | 2.51 | 483 |
| YSA | Schmertmann | 3.5 | 1.00 | 1.34 | 2.56 | 553 |
| YSA | Schmertmann | 4.0 | 1.02 | 1.36 | 2.88 | 627 |
| YSA | YSA | 2.0 | 1.00 | 1.23 | 1.59 | 333 |
| YSA | YSA | 2.5 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 3.0 | 1.00 | 1.31 | 2.23 | 480 |
| YSA | YSA | 3.5 | 1.00 | 1.34 | 2.56 | 553 |
| YSA | YSA | 4.0 | 1.02 | 1.36 | 2.88 | 627 |

Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

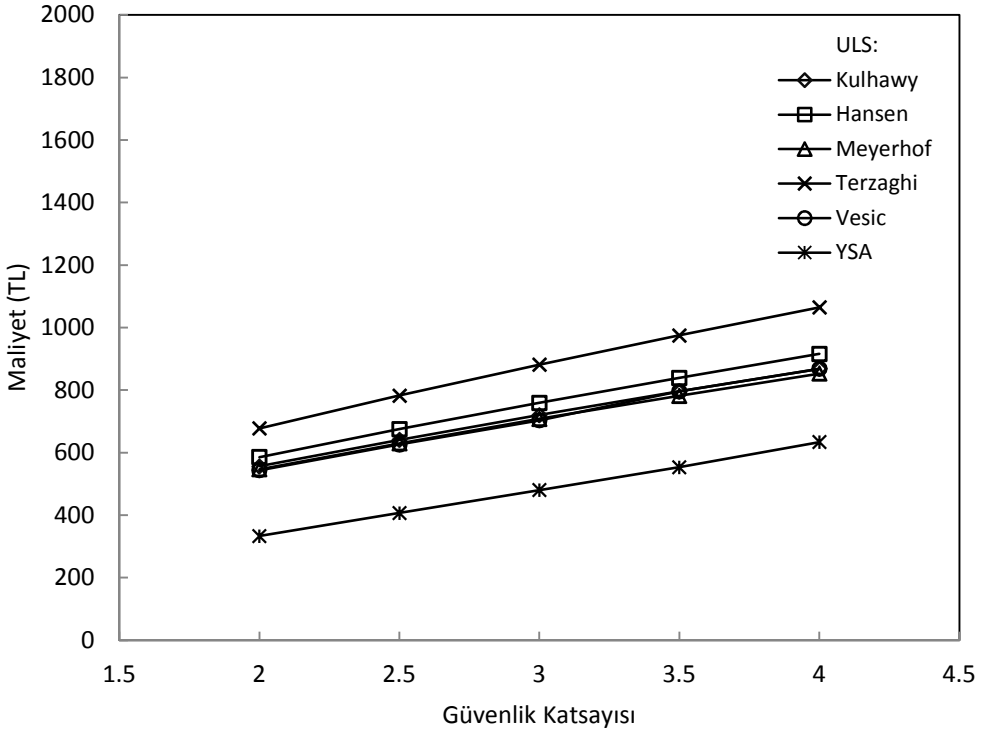
Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin güvenlik katsayısı ile ilişkisi Şekil 7.24 ve Şekil 7.25'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin güvenlik katsayısı ile değişimi ise Şekil 7.26, Şekil 7.27 ve Şekil 7.28'de gösterilmiştir.



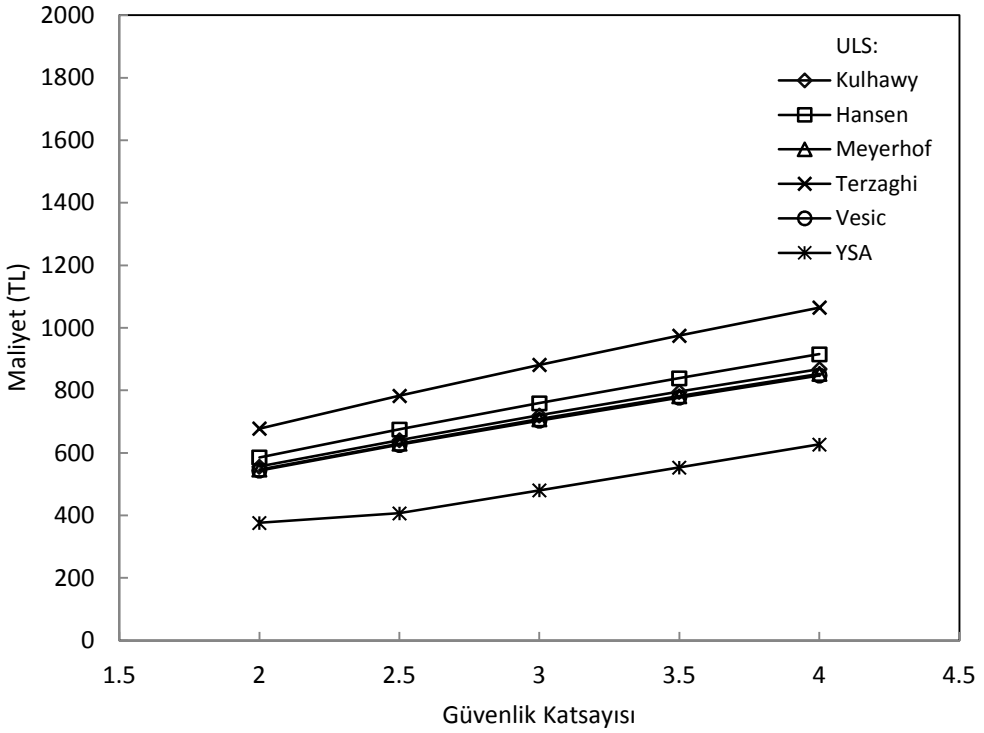

Şekil 7.24. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu



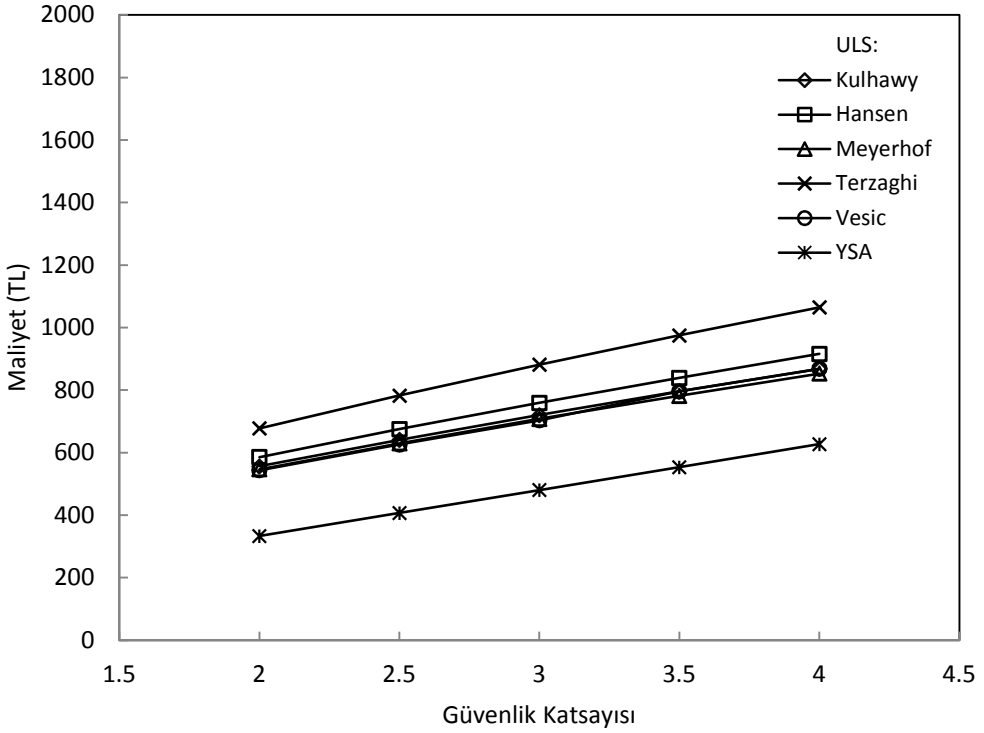

Şekil 7.25. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.26. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.27. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu




Şekil 7.28. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

Şekil 7.24, Şekil 7.25, Şekil 7.26, Şekil 7.27ve Şekil 7.28'e göre güvenlik katsayısının artması maliyeti artırmaktadır. Şekil 7.24 incelendiğinde FS = 2 ve FS = 4 aralığında deterministik optimizasyona dayalı tasarım maliyetinde %56 artış (556 TL, 868 TL) olduğu saptanmıştır. Aynı şekile göre SLS: Schmertmann kriterine göre FS = 2 değerinde deterministik optimizasyon tasarımı 20 TL maliyetle (576 TL - 556 TL = 20 TL) diğer yöntemlere göre daha düşüktür. Şekil 7.25'e göre ise FS = 2 – 4 aralığında değişimi, YSA Schmertmann için %35 (462 TL, 627 TL), YSA PB için %58 (402 TL, 632 TL), YSA MP için %68 (376 TL 627 TL), YSA YSA için %88 (333 TL 627 TL) temel maliyetinin artmasına sebep olmuştur. Şekil 7.26, Şekil 7.27 ve Şekil 7.28'e göre Mayne Poulus, Burland Burbidge ve YSA oturma analiz yöntemlerine göre yapılan güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyon tasarımlarının hemen hemen aynı olduğu görülmektedir. Çünkü güvenlik katsayısı değişiminin taşıma gücündeki etkisi, oturma üzerindeki etkisinden daha fazladır. Terzaghi taşıma gücü en büyük temel boyutlarına şekil verirken YSA en küçük temel boyutlarını vermiştir.

### 7.4.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyon

İzin verilen maksimum deplasmanın 15 mm – 75 mm arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.13'de verilmiştir.

Çizelge 7.13. Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 15 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 25 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 45 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 55 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 65 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 75 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 15 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 957 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 25 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 45 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 55 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 65 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 75 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 15 | 1.40 | 2.24 | 2.24 | 789 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 25 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 45 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 55 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 65 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 75 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 15 | 1.62 | 1.62 | 3.20 | 834 |
| Kulhawy | Schmertmann | 25 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 45 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 55 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 65 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 75 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |

Çizelge 7.13. (Devam) Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | YSA | 15 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 25 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 45 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 55 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 65 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 75 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Hansen | Burland Burbidge | 15 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 25 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 45 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 55 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 65 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Burland Burbidge | 75 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 15 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 957 |
| Hansen | Mayne Poulos | 25 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 45 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 55 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 65 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 75 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 15 | 1.56 | 2.27 | 2.27 | 818 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 25 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 45 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 55 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 65 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 75 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 15 | 1.70 | 1.70 | 3.11 | 853 |
| Hansen | Schmertmann | 25 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 45 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 55 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 65 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 75 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |

Çizelge 7.13. (Devam) Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Hansen | YSA | 15 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 25 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 35 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 45 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 55 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 65 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 75 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 15 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 25 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 45 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 55 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 65 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 75 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 15 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 957 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 25 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 45 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 55 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 65 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 75 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 15 | 1.25 | 2.21 | 2.21 | 763 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 25 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 45 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 55 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 65 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 75 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 15 | 1.62 | 1.62 | 3.20 | 834 |
| Meyerhof | Schmertmann | 25 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 45 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 55 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 65 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 75 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |

Çizelge 7.13. (Devam) Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | YSA | 15 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 25 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 35 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 45 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 55 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 65 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 75 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 15 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 25 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 45 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 55 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 65 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 75 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 15 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 957 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 25 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 45 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 55 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 65 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 75 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 15 | 1.74 | 2.30 | 2.30 | 850 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 25 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 45 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 55 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 65 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 75 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 15 | 1.81 | 1.81 | 3.00 | 879 |
| Terzaghi | Schmertmann | 25 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 45 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 55 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 65 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 75 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |

Çizelge 7.13. (Devam) Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | YSA | 15 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 25 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 35 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 45 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 55 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 65 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 75 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Burland Burbidge | 15 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 25 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 45 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 55 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 65 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Burland Burbidge | 75 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 15 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 957 |
| Vesic | Mayne Poulos | 25 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 45 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 55 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 65 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 75 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 15 | 1.38 | 2.24 | 2.24 | 786 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 25 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 45 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 55 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 65 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 75 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 15 | 1.58 | 1.58 | 3.24 | 827 |
| Vesic | Schmertmann | 25 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 45 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 55 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 65 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 75 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |

Çizelge 7.13. (Devam) Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

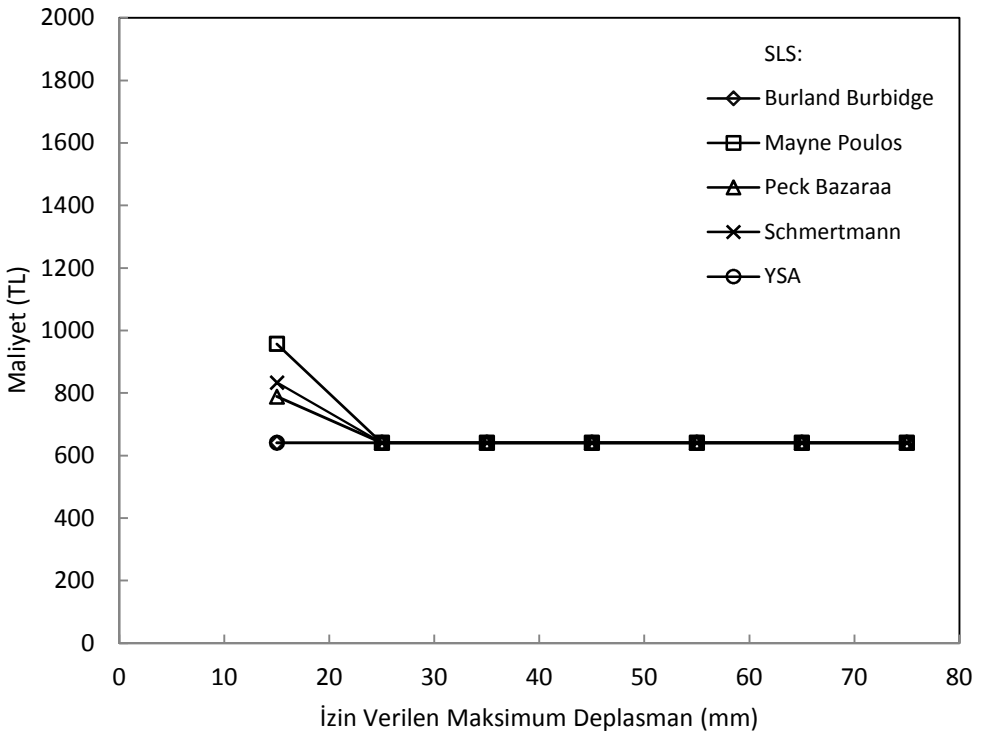
| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Vesic | YSA | 15 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 25 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 35 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 45 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 55 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 65 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 75 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| YSA | Burland Burbidge | 15 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 25 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 45 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 55 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 65 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Burland Burbidge | 75 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 15 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 957 |
| YSA | Mayne Poulos | 25 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 45 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 55 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 65 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 75 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Peck Bazaraa | 15 | 1.00 | 2.16 | 2.16 | 718 |
| YSA | Peck Bazaraa | 25 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 413 |
| YSA | Peck Bazaraa | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Peck Bazaraa | 45 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Peck Bazaraa | 55 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Peck Bazaraa | 65 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Schmertmann | 15 | 1.30 | 1.30 | 3.67 | 771 |
| YSA | Schmertmann | 25 | 1.16 | 1.16 | 2.47 | 479 |
| YSA | Schmertmann | 35 | 1.12 | 1.43 | 1.71 | 409 |
| YSA | Schmertmann | 45 | 1.14 | 1.43 | 1.71 | 409 |
| YSA | Schmertmann | 55 | 1.14 | 1.43 | 1.71 | 409 |
| YSA | Schmertmann | 65 | 1.05 | 1.30 | 1.87 | 407 |
| YSA | Schmertmann | 75 | 1.14 | 1.43 | 1.71 | 409 |
| YSA | YSA | 15 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 25 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 35 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 45 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 55 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |

Çizelge 7.13. (Devam) Sığ temel tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

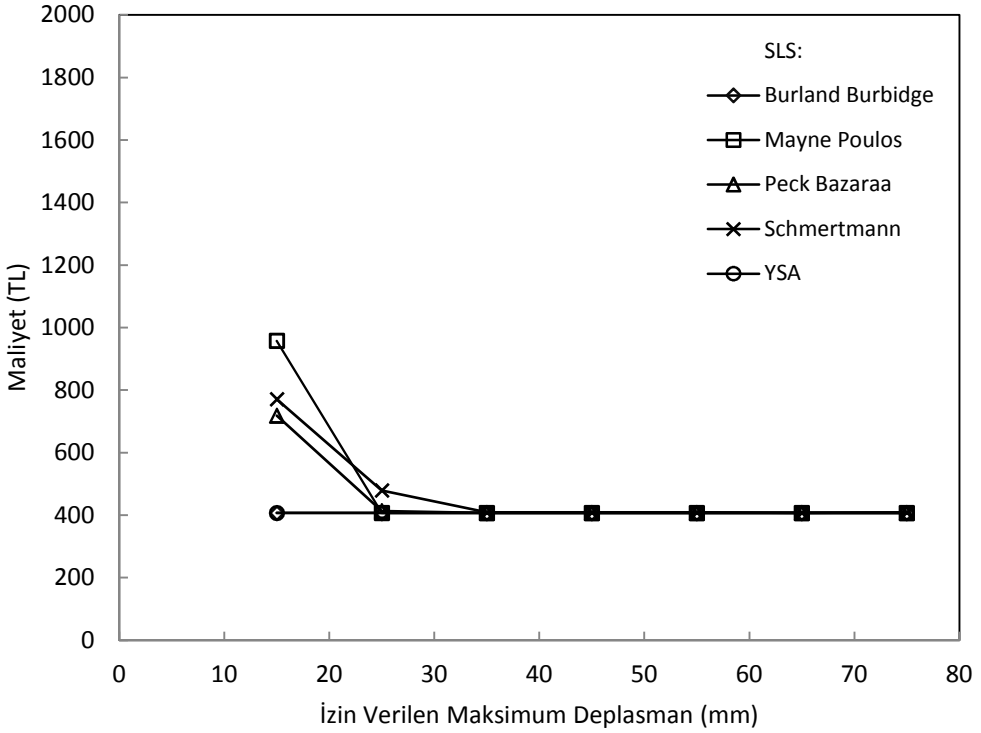
| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | YSA | 65 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | YSA | 75 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |

Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

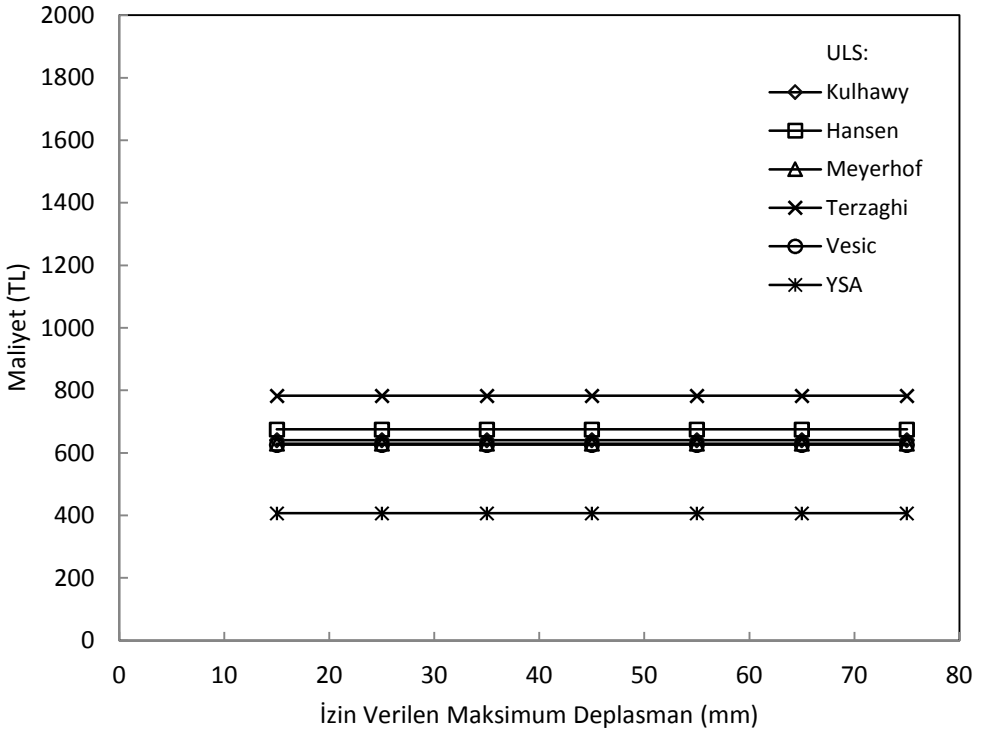
Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin izin verilen maksimum deplasman ile ilişkisi Şekil 7.29 ve Şekil 7.30'da verilmiştir. ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin izin verilen maksimum deplasman ile değişimi ise Şekil 7.31, Şekil 7.32 ve Şekil 7.33'de gösterilmiştir.



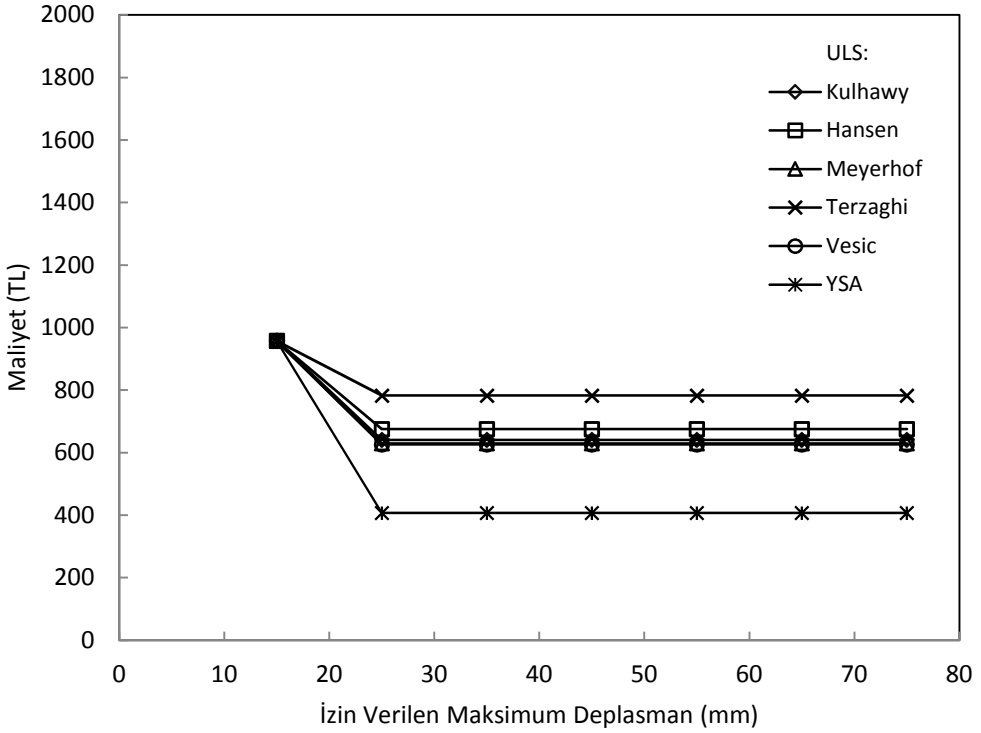

Şekil 7.29. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu



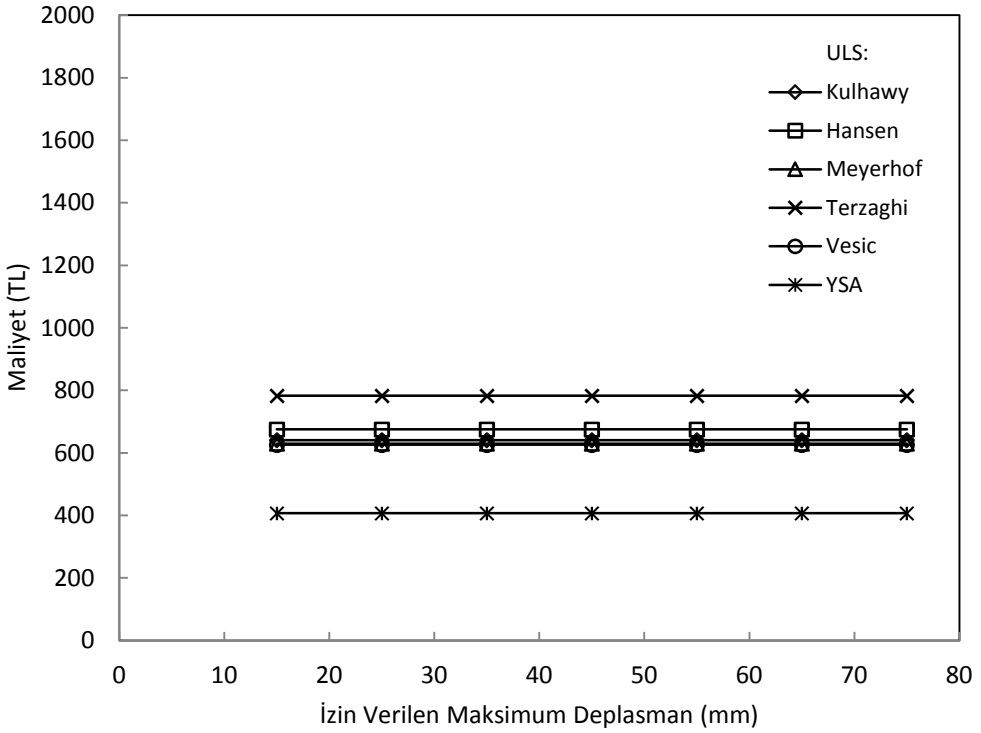

Şekil 7.30. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu




Şekil 7.31. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu




Şekil 7.32. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu




Şekil 7.33. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

Şekil 7.29'a göre izin verilen maksimum deplasman 15 - 25 mm aralığında BB, Schmertmann, Peck Bazaraa yöntemleri etkili olarak deterministik optimizasyona göre inşaat maliyetini sırasıyla %33 (957 TL, 641 TL), %23 (834 TL, 641 TL) ve %19 (789 TL, 641 TL) düşürmüştür. $\delta_{maks}$ değeri 25 mm'den sonra temel boyutları D = B = L = 1.95 m ve maliyet 641 TL olarak sabit kalmıştır. Şekil 7.30'a göre tasarım $\delta_{maks}$ değeri 35 mm'e kadar oturma analiz yöntemleri ile belirlenirken; 35 mm'den sonra D = 1.00 m, B = 1.28 m, L = 1.91 m temel boyutlarıyla maliyet 407 TL olarak optimize edilmiştir. Şekil 7.31, Şekil 7.32 ve Şekil 7.33'e göre deterministik optimizasyon Terzaghi 879 TL, Hansen 675 TL, Kulhawy 641 TL, Meyerhof 630 TL, Vesic 626 TL, YSA 407 TL temel maliyetinde taşıma gücü analiz yöntemlerine tasarım yapılmıştır.

### 7.4.7. Birim fiyat odaklı deterministik optimizasyon

Birim fiyat yılının 2008 – 2011 arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.14'de verilmiştir.

Çizelge 7.14. Sığ temel tasarımının birim fiyat odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | Birim fiyat | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2008 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 553 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2009 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 565 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2010 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 583 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 2011 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2008 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 553 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2009 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 565 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2010 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 583 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 2011 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2008 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 553 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2009 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 565 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2010 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 583 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 2011 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Schmertmann | 2008 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 553 |

Çizelge 7.14. (Devam) Sığ temel tasarımının birim fiyat odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | Birim fiyat | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Schmertmann | 2009 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 565 |
| Kulhawy | Schmertmann | 2010 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 583 |
| Kulhawy | Schmertmann | 2011 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 2008 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 553 |
| Kulhawy | YSA | 2009 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 565 |
| Kulhawy | YSA | 2010 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 583 |
| Kulhawy | YSA | 2011 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Hansen | Burland Burbidge | 2008 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 582 |
| Hansen | Burland Burbidge | 2009 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 595 |
| Hansen | Burland Burbidge | 2010 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 614 |
| Hansen | Burland Burbidge | 2011 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Mayne Poulos | 2008 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 582 |
| Hansen | Mayne Poulos | 2009 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 595 |
| Hansen | Mayne Poulos | 2010 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 614 |
| Hansen | Mayne Poulos | 2011 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2008 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 582 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2009 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 595 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2010 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 614 |
| Hansen | Peck Bazaraa | 2011 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | Schmertmann | 2008 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 582 |
| Hansen | Schmertmann | 2009 | 2.00 | 2.01 | 2.01 | 597 |
| Hansen | Schmertmann | 2010 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 614 |
| Hansen | Schmertmann | 2011 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Hansen | YSA | 2008 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 582 |
| Hansen | YSA | 2009 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 595 |
| Hansen | YSA | 2010 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 614 |
| Hansen | YSA | 2011 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 675 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2008 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 543 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2009 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 555 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2010 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 573 |
| Meyerhof | Burland Burbidge | 2011 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2008 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 543 |

Çizelge 7.14. (Devam) Sığ temel tasarımının birim fiyat odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | Birim fiyat | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2009 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 555 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2010 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 573 |
| Meyerhof | Mayne Poulos | 2011 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2008 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 543 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2009 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 555 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2010 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 573 |
| Meyerhof | Peck Bazaraa | 2011 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2008 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 543 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2009 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 555 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2010 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 573 |
| Meyerhof | Schmertmann | 2011 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Meyerhof | YSA | 2008 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 543 |
| Meyerhof | YSA | 2009 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 555 |
| Meyerhof | YSA | 2010 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 573 |
| Meyerhof | YSA | 2011 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 630 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2008 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 675 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2009 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 689 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2010 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 712 |
| Terzaghi | Burland Burbidge | 2011 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2008 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 675 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2009 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 689 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2010 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 712 |
| Terzaghi | Mayne Poulos | 2011 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2008 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 675 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2009 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 689 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2010 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 712 |
| Terzaghi | Peck Bazaraa | 2011 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2008 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 675 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2009 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 689 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2010 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 712 |
| Terzaghi | Schmertmann | 2011 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Terzaghi | YSA | 2008 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 675 |

Çizelge 7.14. (Devam) Sığ temel tasarımının birim fiyat odaklı optimizasyonu

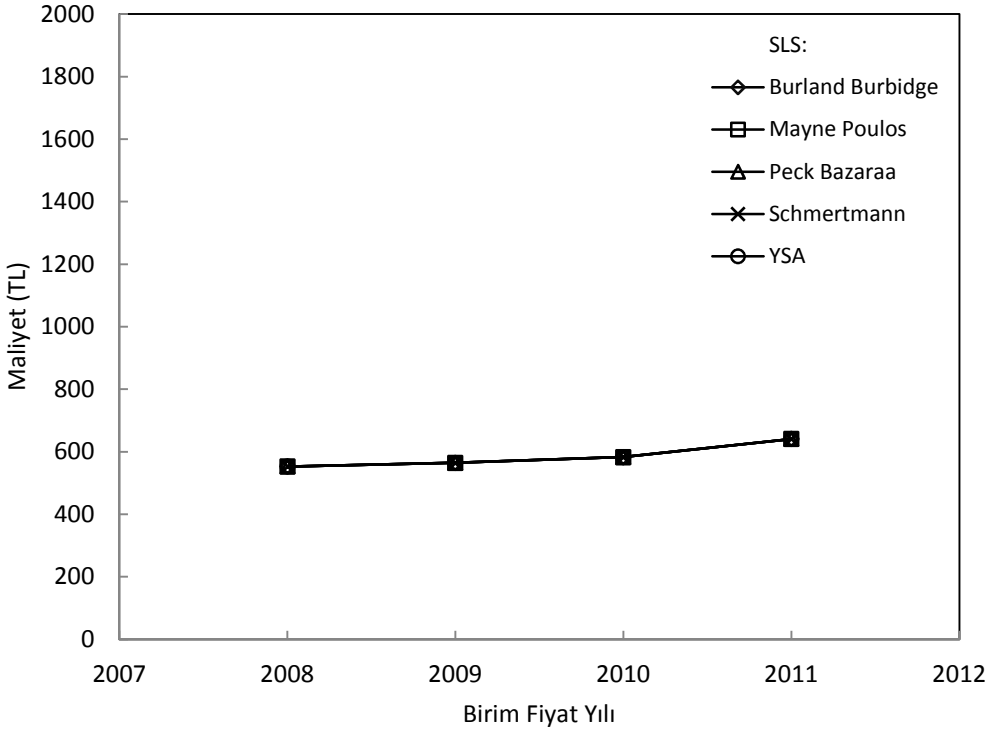
| ULS | SLS | Birim fiyat | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Terzaghi | YSA | 2009 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 689 |
| Terzaghi | YSA | 2010 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 712 |
| Terzaghi | YSA | 2011 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 783 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2008 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 540 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2009 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 552 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2010 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 569 |
| Vesic | Burland Burbidge | 2011 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2008 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 540 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2009 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 552 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2010 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 569 |
| Vesic | Mayne Poulos | 2011 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2008 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 540 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2009 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 552 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2010 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 569 |
| Vesic | Peck Bazaraa | 2011 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | Schmertmann | 2008 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 540 |
| Vesic | Schmertmann | 2009 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 552 |
| Vesic | Schmertmann | 2010 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 569 |
| Vesic | Schmertmann | 2011 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| Vesic | YSA | 2008 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 540 |
| Vesic | YSA | 2009 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 552 |
| Vesic | YSA | 2010 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 569 |
| Vesic | YSA | 2011 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 626 |
| YSA | Burland Burbidge | 2008 | 1.00 | 1.27 | 1.92 | 352 |
| YSA | Burland Burbidge | 2009 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 360 |
| YSA | Burland Burbidge | 2010 | 1.00 | 1.28 | 1.90 | 371 |
| YSA | Burland Burbidge | 2011 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Mayne Poulos | 2008 | 1.00 | 1.27 | 1.92 | 352 |
| YSA | Mayne Poulos | 2009 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 360 |
| YSA | Mayne Poulos | 2010 | 1.00 | 1.28 | 1.90 | 371 |
| YSA | Mayne Poulos | 2011 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |
| YSA | Peck Bazaraa | 2008 | 1.09 | 1.57 | 1.57 | 357 |
| YSA | Peck Bazaraa | 2009 | 1.09 | 1.57 | 1.57 | 366 |
| YSA | Peck Bazaraa | 2010 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 376 |
| YSA | Peck Bazaraa | 2011 | 1.09 | 1.57 | 1.58 | 413 |
| YSA | Schmertmann | 2008 | 1.25 | 1.25 | 2.35 | 425 |
| YSA | Schmertmann | 2009 | 1.25 | 1.25 | 2.35 | 434 |
| YSA | Schmertmann | 2010 | 1.27 | 1.27 | 2.34 | 450 |
| YSA | Schmertmann | 2011 | 1.16 | 1.16 | 2.47 | 479 |
| YSA | YSA | 2008 | 1.00 | 1.27 | 1.92 | 352 |

Çizelge 7.14. (Devam) Sığ temel tasarımının birim fiyat odaklı optimizasyonu

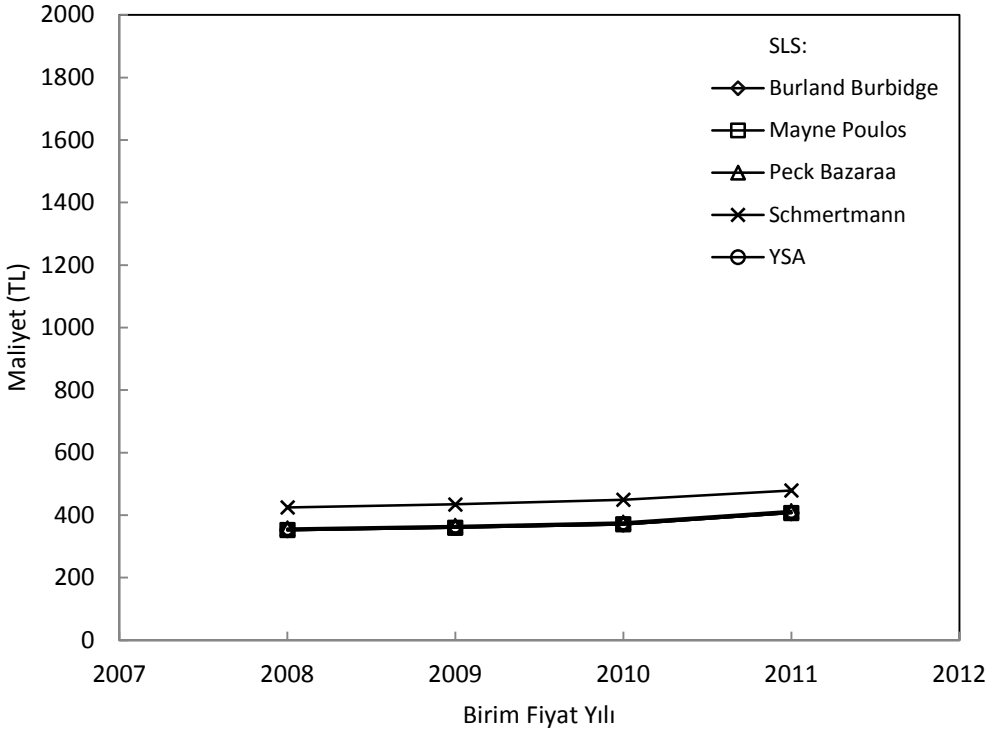
| ULS | SLS | Birim fiyat | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| YSA | YSA | 2009 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 360 |
| YSA | YSA | 2010 | 1.00 | 1.28 | 1.90 | 371 |
| YSA | YSA | 2011 | 1.00 | 1.28 | 1.91 | 407 |

Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

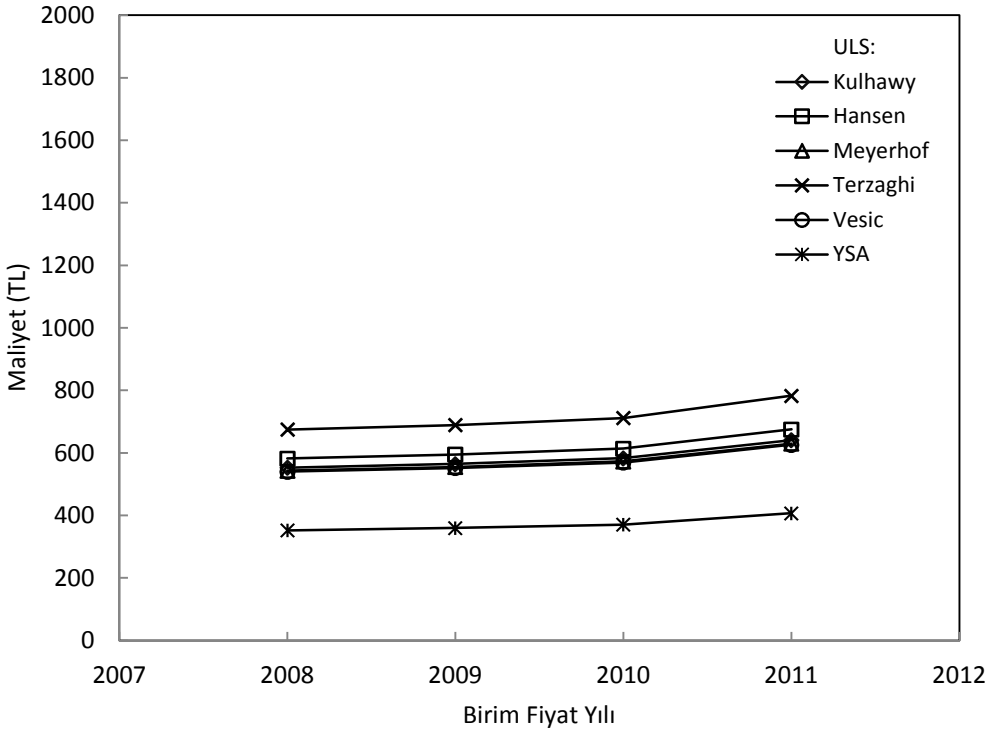
Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim fiyat ile ilişkisi Şekil 7.34 ve Şekil 7.35'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Burland Burbidge, Mayne Poulos ve YSA oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim fiyat ile değişimi ise Şekil 7.36, Şekil 7.37 ve Şekil 7.38'de gösterilmiştir.



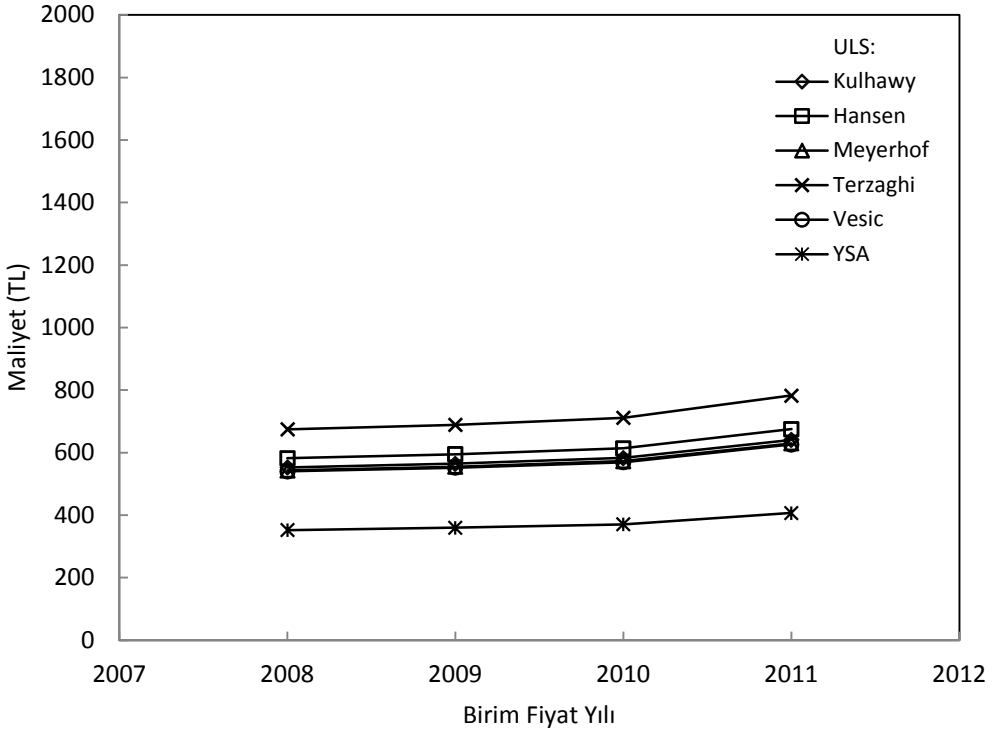

Şekil 7.34. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu



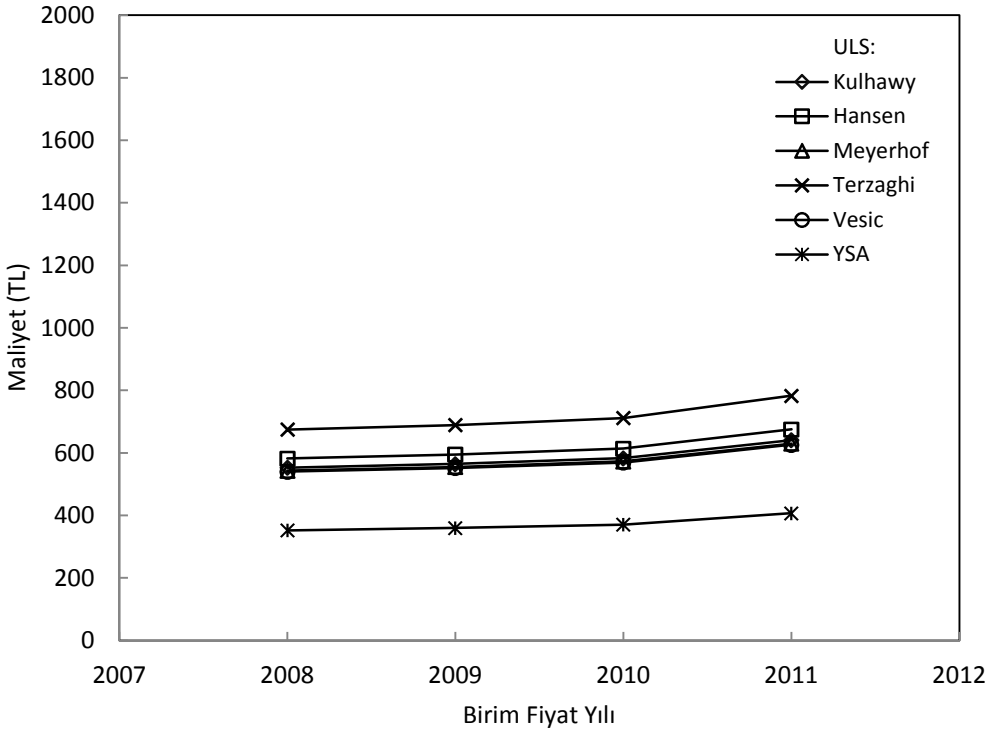

Şekil 7.35. Sığ temel tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu




Şekil 7.36. Sığ temel tasarımının Burland Burbidge oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu




Şekil 7.37. Sığ temel tasarımının Mayne Poulos oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu




Şekil 7.38. Sığ temel tasarımının YSA oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

Şekil 7.34, Şekil 7.35, Şekil 7.36, Şekil 7.37 ve Şekil 7.38'e göre birim fiyatlardaki değişimin deterministik optimizasyon sonucuna göre belirlenen temel maliyetindeki 2008 – 2010 yılları arasındaki lineer artış %5 iken 2010 – 2011 yıllları arasında %10 olarak gerçekleşmiştir.

### 7.4.8. Yatay yükün düşey yüke oranı ($k_h$) odaklı deterministik optimizasyon

Yatay yükün düşey yüke oranının 0.0 – 0.5 arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.15'de verilmiştir.

Çizelge 7.15. Sığ temel tasarımının $k_h$ odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $k_h$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.00 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.05 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 738 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.10 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.15 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1018 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.20 | 2.70 | 2.70 | 2.70 | 1213 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.25 | 2.97 | 2.97 | 2.97 | 1462 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.30 | 3.27 | 3.27 | 3.27 | 1784 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.35 | 3.63 | 3.63 | 3.63 | 2207 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.40 | 4.00 | 4.00 | 4.17 | 2823 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.45 | 4.00 | 4.00 | 6.38 | 4231 |
| Kulhawy | Burland Burbidge | 0.50 | 4.00 | 4.00 | 9.63 | 6303 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.00 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.05 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 738 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.10 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.15 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1018 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.20 | 2.70 | 2.70 | 2.70 | 1213 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.25 | 2.97 | 2.97 | 2.97 | 1462 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.30 | 3.27 | 3.27 | 3.27 | 1784 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.35 | 3.63 | 3.63 | 3.63 | 2207 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.40 | 4.00 | 4.00 | 4.17 | 2823 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.45 | 4.00 | 4.00 | 6.38 | 4231 |
| Kulhawy | Mayne Poulos | 0.50 | 4.00 | 4.00 | 9.63 | 6303 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.00 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.05 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 738 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.10 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |

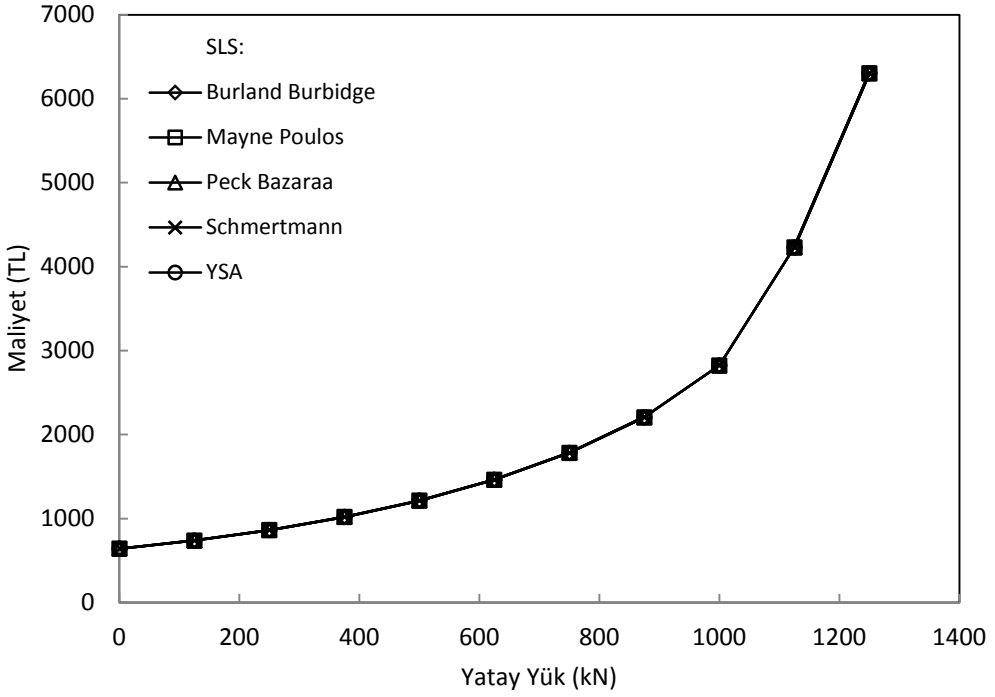
Çizelge 7.15. (Devam) Sığ temel tasarımının $k_h$ odaklı optimizasyonu

| ULS | SLS | $k_h$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.15 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1018 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.20 | 2.70 | 2.70 | 2.70 | 1213 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.25 | 2.97 | 2.97 | 2.97 | 1462 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.30 | 3.27 | 3.27 | 3.27 | 1784 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.35 | 3.63 | 3.63 | 3.63 | 2207 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.40 | 4.00 | 4.00 | 4.17 | 2823 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.45 | 4.00 | 4.00 | 6.38 | 4231 |
| Kulhawy | Peck Bazaraa | 0.50 | 4.00 | 4.00 | 9.63 | 6303 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.00 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.05 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 738 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.10 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.15 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1018 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.20 | 2.70 | 2.70 | 2.70 | 1213 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.25 | 2.97 | 2.97 | 2.97 | 1462 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.30 | 3.27 | 3.27 | 3.27 | 1784 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.35 | 3.63 | 3.63 | 3.63 | 2207 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.40 | 4.00 | 4.00 | 4.17 | 2823 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.45 | 4.00 | 4.00 | 6.38 | 4231 |
| Kulhawy | Schmertmann | 0.50 | 4.00 | 4.00 | 9.63 | 6303 |
| Kulhawy | YSA | 0.00 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| Kulhawy | YSA | 0.05 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 738 |
| Kulhawy | YSA | 0.10 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| Kulhawy | YSA | 0.15 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1018 |
| Kulhawy | YSA | 0.20 | 2.70 | 2.70 | 2.70 | 1213 |
| Kulhawy | YSA | 0.25 | 2.97 | 2.97 | 2.97 | 1462 |
| Kulhawy | YSA | 0.30 | 3.27 | 3.27 | 3.27 | 1784 |
| Kulhawy | YSA | 0.35 | 3.63 | 3.63 | 3.63 | 2207 |
| Kulhawy | YSA | 0.40 | 4.00 | 4.00 | 4.17 | 2823 |
| Kulhawy | YSA | 0.45 | 4.00 | 4.00 | 6.38 | 4231 |
| Kulhawy | YSA | 0.50 | 4.00 | 4.00 | 9.63 | 6303 |

Not: V = 2500 kN, $\phi'$ = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, YASS = 0 m, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

Sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda ULS şartının Soubra (1999) çalışması dikkate alınarak Kulhawy taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartlarının Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin yatay yükün düşey yüke oranı ile ilişkisi Şekil 7.39'da verilmiştir.

Şekil 7.39'a göre $k_h$ değerinin 0.0 – 0.5 arasındaki değişimi temel maliyetini doğrusal olmayan şekilde artırmaktadır. Oturma analiz yöntemlerinden hiçbirisi optimizasyonda etkili olmamaktadır. Taşıma gücü yöntemi deterministik optimizasyonda belirleyicidir. Çünkü taşıma gücü değerleri deprem kuvvetleri etkisinde çok daha kritiktir.




Şekil 7.39. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için $k_h$ odaklı optimizasyonu

### 7.4.9. Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile deterministik optimizasyon

Bu bölümde birim hacim ağırlık 20 kN/m$^3$, efektif içsel sürtünme açısı 35°, elastisite modülü 50 MPa, Poisson oranı 0.3 olan kohezyonsuz zemindeki sığ bir temel örneği ele alınarak Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatlarıyla deterministik optimizasyonu efektif içsel sürtünme açısı odaklı olarak ele alınmıştır. Temele etkiyen düşey yük 2500 kN, izin verilen maksimum oturma 25 mm, efektif içsel sürtünme açısı 30 - 45° arasında değerlendirilerek, ULS ve SLS kriterlerini irdelemek için sırasıyla Kulhawy taşıma gücü ve Burland Burbidge oturma analiz yöntemleri kullanılmıştır.

Sığ temellerde optimizasyon amaç fonksiyonunun oluşturulmasında kullanılan maliyet işlemleri bölüm 7.2'de belirtildiği üzere kazı, kalıp, beton, donatı çeliği ve dolgudan oluşmaktadır. Bu maliyetlere ilişkin fiyatlar USD cinsinden Türkiye, A.B.D. ve Çin için Çizelge 7.16'da verilmiştir.

Çizelge 7.16. Türkiye, A.B.D. ve Çin için sığ temel birim fiyatları

| | Birim Fiyat (USD) | | |
|---|---|---|---|
| | Türkiye | A.B.D. | Çin |
| Kazı ($m^3$) | 1.94 | 25.16 | 1.38 |
| Kalıp ($m^2$) | 13.26 | 51.97 | 4.00 |
| Beton ($m^3$) | 67.60 | 173.96 | 47.50 |
| Grobeton ($m^3$) | 33.80 | 86.98 | 23.75 |
| Donatı çeliği (kg) | 1.06 | 2.16 | 0.54 |
| Dolgu ($m^3$) | 2.57 | 3.97 | 0.22 |

Efektif içsel sürtünme açısının 30 – 45° arasındaki değerleri için güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonucu temel boyutları ve maliyetleri Türkiye, A.B.D. ve Çin için sırasıyla Çizelge 7.17, Çizelge 7.18, Çizelge 7.19'da, maliyet karşılaştırmaları ise Şekil 7.40'da gösterilmiştir.

Çizelge 7.17. Sığ temel tasarımının Türkiye birim fiyatları ile efektifiçsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| $\phi'$(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) |
|---|---|---|---|---|
| 30 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 602 |
| 31 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 552 |
| 32 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 507 |
| 33 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 465 |
| 34 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 426 |
| 35 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 389 |
| 36 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 356 |
| 37 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 325 |
| 38 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 296 |
| 39 | 1.71 | 1.71 | 1.71 | 270 |
| 40 | 1.63 | 1.63 | 1.63 | 245 |

Çizelge 7.17. (Devam) Sığ temel tasarımının Türkiye birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) |
|---|---|---|---|---|
| 41 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 223 |
| 42 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 202 |
| 43 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 183 |
| 44 | 1.31 | 1.31 | 1.31 | 165 |
| 45 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 149 |

Not: V = 2500 kN, FS = 3, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/$m^3$ , ULS: Kulhawy, SLS: Burland Burbidge

Çizelge 7.18. Sığ temel tasarımının A.B.D. birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) |
|---|---|---|---|---|
| 30 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 1955 |
| 31 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 1787 |
| 32 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 1634 |
| 33 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 1492 |
| 34 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 1362 |
| 35 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 1242 |
| 36 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1132 |
| 37 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 1031 |
| 38 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 938 |
| 39 | 1.71 | 1.71 | 1.71 | 853 |
| 40 | 1.63 | 1.63 | 1.63 | 774 |
| 41 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 702 |
| 42 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 636 |
| 43 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 575 |
| 44 | 1.31 | 1.31 | 1.31 | 519 |
| 45 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 469 |

Not: V = 2500 kN, FS = 3, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/$m^3$ , ULS: Kulhawy, SLS: Burland Burbidge

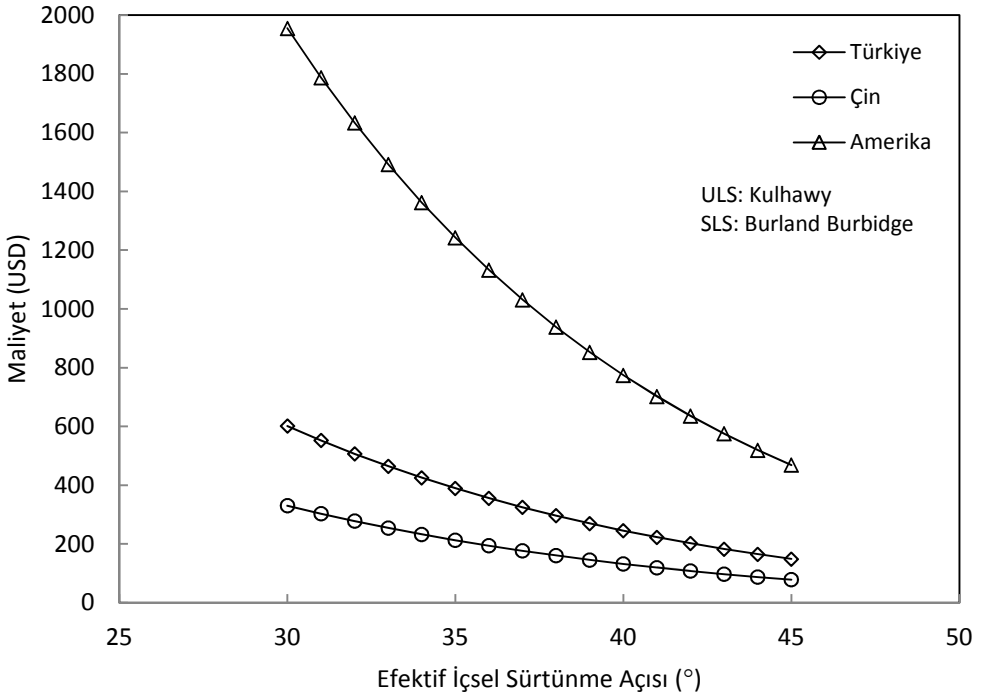
Çizelge 7.19. Sığ temel tasarımının Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) |
|---|---|---|---|---|
| 30 | 2.59 | 2.59 | 2.59 | 330 |
| 31 | 2.48 | 2.48 | 2.48 | 303 |
| 32 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 278 |
| 33 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 254 |
| 34 | 2.17 | 2.17 | 2.17 | 233 |

Çizelge 7.19. (Devam) Sığ temel tasarımının Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

| ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) |
|---|---|---|---|---|
| 35 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 212 |
| 36 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 194 |
| 37 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 177 |
| 38 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 161 |
| 39 | 1.71 | 1.71 | 1.71 | 146 |
| 40 | 1.63 | 1.63 | 1.63 | 132 |
| 41 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 120 |
| 42 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 108 |
| 43 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 97 |
| 44 | 1.31 | 1.31 | 1.31 | 87 |
| 45 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 78 |

Not: V = 2500 kN, FS = 3, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$ , ULS: Kulhawy, SLS: Burland Burbidge




Şekil 7.40. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonlarının maliyet karşılaştırması

Çizelge 7.17, Çizelge 7.18 ve Çizelge 7.19'a göre deterministik optimizasyon sonucunda bulunan temel boyutları Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları için aynıdır, sadece maliyetler değişmektedir. Şekil 7.40 incelendiğinde efektif içsel

sürtünme açısının 30°'den 45°'te yükselmesi maliyeti Türkiye için %75 (602 USD, 149 USD), A.B.D. için %76 (1955 USD, 469 USD) ve Çin için %76 (330 T USD L, 78 USD) düşürmüştür. En yüksek temel maliyetleri A.B.D., en düşük temel maliyetleri ise Çin için bulunmuştur.

Wang ve Kulhawy (2008) Araştırması

Wang ve Kulhawy (2008) tarafından yüzeysel temelin basınç yükü altında deterministik optimizasyonu çalışmasında ULS için Vesic (1975) yöntemi, SLS için ise Poulos ve Davis (1974) yöntemini kullanmışlardır:

$$\delta = \frac{V(1-\nu^2)}{\beta_z E\sqrt{BL}} \tag{7.6}$$

$$\beta_z = -0.0017(L/B)^2 + 0.0597(L/B + 0.9843) \tag{7.7}$$

Bu eşitliklerde $\beta_z$ = şekil faktörüdür.

MATLAB ortamında Wang ve Kulhawy (2008) araştırmasındaki ULS ve SLS değerlendirme yöntemleri programlanarak, yazılan programın doğrulu sundukları örnekle kıyaslanarak kontrol edilmiştir. Wang ve Kulhawy (2008) araştırmasındaki aynı ULS ve SLS yöntemlerine göre Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatlarıyla deterministik optimizasyon yapılarak aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

Çizelge 7.20. Sığ temel tasarımının Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı Vesic taşıma gücü ve Mayne Poulos oturma analiz yöntemine göre optimizasyonu

| | Türkiye | | | A.B.D. | | | Çin | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | D (m) | B (m) | L (m) | D (m) | B (m) | L (m) |
| 30 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 2.07 |
| 31 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 1.98 |
| 32 | 1.90 | 1.9 | 1.9 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 1.90 |

Çizelge 7.20. (Devam) Sığ temel tasarımının Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı Vesic taşıma gücü ve Mayne Poulos oturma analiz yöntemine göre optimizasyonu

| | Türkiye | | | A.B.D. | | | Çin | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| ϕ'(°) | D (m) | B (m) | L (m) | D (m) | B (m) | L (m) | D (m) | B (m) | L (m) |
| 33 | 1.74 | 1.85 | 1.85 | 1.74 | 1.85 | 1.85 | 1.74 | 1.85 | 1.85 |
| 34 | 1.50 | 1.85 | 1.85 | 1.50 | 1.85 | 1.85 | 1.50 | 1.85 | 1.85 |
| 35 | 1.27 | 1.85 | 1.85 | 1.27 | 1.85 | 1.85 | 1.27 | 1.85 | 1.85 |
| 36 | 1.07 | 1.85 | 1.85 | 1.07 | 1.85 | 1.85 | 1.07 | 1.85 | 1.85 |
| 37 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 38 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 39 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 40 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 41 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 42 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 43 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 44 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |
| 45 | 1.00 | 1.83 | 1.87 | 1.00 | 1.83 | 1.86 | 1.00 | 1.81 | 1.89 |

Not: V = 2500 kN, FS = 3, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$ , ULS: Vesic, SLS: Mayne Poulos

Çizelge 7.20'ye göre ULS Vesic (1975), SLS Mayne ve Poulos (1974) yöntemlerine göre sığ temel boyutları Türkiye, A.B.D. ve Çin Birim fiyatları için hemen hemen aynıdır.

## 7.5. Fore Kazıkların Tasarımı

Fore kazıklar uygulanan eksenel yükü kenar sürtünmesi ve uç direnci olarak iki mekanizmayla zemine iletir. Eksenel yükün karşılanması için gerekli olan temel derinliği (D) ve temel çapı (B) analiz sonuçlarına göre belirlenir. Uç direnci ve kenar sürtünmesi en fazla temel geometrisi ve zemin özelliklerine (inşaa metodu vs.) bağlıdır. Fore kazığın basınç kuvvetleri altındaki tasarımı aşağıdaki ULS ve SLS şartlarına göre hesaplanır:

$$FS = \frac{P_t + P_s - W}{P_a} \tag{7.8}$$

$$\delta \leq \delta_{maks} \tag{7.9}$$

Burada $P_t$ = uç taşıma gücü, $P_s$ = kenar taşıma gücü, W = temel ağırlığı, $P_a$ = temelin taşıyabileceği yük, FS = güvenlik katsayısı, $\delta$ = temelin oturması, $\delta_{maks}$= temelin izin verilen maksimum oturma miktarıdır.

Yenilme yükünün belirlenmesi yük-oturma eğrilerine dayandırılır. Yük oturma eğrisinin yokluğunda yenilme yükünün, kazık çapının veya genişliğinin %10'una denk gelen oturma miktarına yol açan yük olarak tanınlanması mühendisler tarafından genel kabul görmüştür. Fore kazık geleneksel tasarımında güvenlik katsayısının seçimi bölüm 7.3'de verilen Çizelge 7.6'ya göre yapılabilir.

### 7.6. Fore Kazıkların Deterministik Optimizasyonu

Kohezyonsuz zeminler üzerindeki fore kazıkların deterministik optimizasyona dayalı tasarımı, kısıtları dikkate alarak maliyet fonksiyonunu en düşük yapan değişkenlerini bulmayı amaçlar. Kısıtlar geometrinin tanımlı aralıkta kalması, ULS için güvenlik katsayısının (FS) karşılanması ve SLS için maksimum oturma miktarının ($\delta_{maks}$) aşılmamasıdır. Deterministik optimizasyon değişkenleri temel derinliği (D) ve temel çapından (B) ibaret olup, optimizasyon aşağıdaki gibi ifade edilir:

Amaç fonksiyonu:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \tag{7.10}$$

Kısıtlar:
ULS: $FS \geq FS_{target}$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$
ULS kriterine göre fore kazığın drenajlı yükleme koşullarında tasarımı aşağıdaki eşitlikle ifade edilir:

$$c = F - \frac{Q_{cn} - W}{FS} \tag{7.11}$$

Burada F = temele gelen kuvvet, $Q_{cn}$ = taşıma gücü, W = temel ve temel için kazılan zeminin ağırlığı, c = sabittir. SLS kriterine göre fore kazık tasarımı aşağıdaki şekilde ifade edilir:

$$c = \delta - \delta_{maks} \tag{7.12}$$

Burada $\delta$ = temelin oturması, $\delta_{maks}$ = temelin maksimum oturması, c = sabittir. $\delta$, 4. bölümde değerlendirilmiş olan oturma hesaplama yöntemlerinden biri kullanılarak hesaplanabilir.

Fore kazıklar üzerindeki parametrik çalışmada deterministik optimizasyon değişkenleri temel derinliği ve temel çapı seçilmiştir. Deterministik optimizasyonda kullanılan Poisson oranı 0.3, birim hacim ağırlık değerleri 16 kN/m$^3$ ile 22 kN/m$^3$, zeminin elastisite modülü 10 MPa ile 75 MPa, efektif içsel sürtünme açısı değerleri 25° ile 45°, geleneksel ULS tasarımında kullanılan güvenlik katsayıları 2.0 ile 4.0, temele etkiyen yük 500 kN ile 7000 kN arasında alınarak parametrik çalışmanın olabildiğince geniş aralıkta yükler için uygulanması amaçlanmıştır. Fore kazıkların elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman, birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonlarının Kulhawy ve YSA taşıma gücü, Randolph Wroth, Kulhawy oturma analiz yöntemlerine gore incelemesi takip eden bölümde anlatılırken, Nordlund, efektif gerilme taşıma gücü yöntemlerinin karşılaştırmalı deterministik optimizasyon sonuçları toplu olarak Ek-3'te verilmiştir.

### 7.6.1. Elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyon

Elastisite modülünün 10 – 75 MPa arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.21'de verilmiştir.

Çizelge 7.21. Fore kazık tasarımının elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 10000 | 22.88 | 0.44 | 2807 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 20000 | 32.00 | 0.30 | 2299 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 30000 | 5.53 | 1.20 | 2668 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 40000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 50000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 60000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 75000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| | | | | | |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 10000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 20000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 30000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 40000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 50000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 60000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 75000 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 10000 | 14.13 | 0.98 | 5016 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 20000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 30000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 40000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 50000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 60000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 75000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Kulhawy | 10000 | 9.22 | 1.20 | 4450 |
| Kulhawy | Kulhawy | 20000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 30000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 40000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 50000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 60000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 75000 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| | | | | | |
| Nordlund | Randolph Wroth | 10000 | 18.44 | 0.59 | 3178 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 20000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 30000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 40000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 50000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 60000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 75000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 10000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |

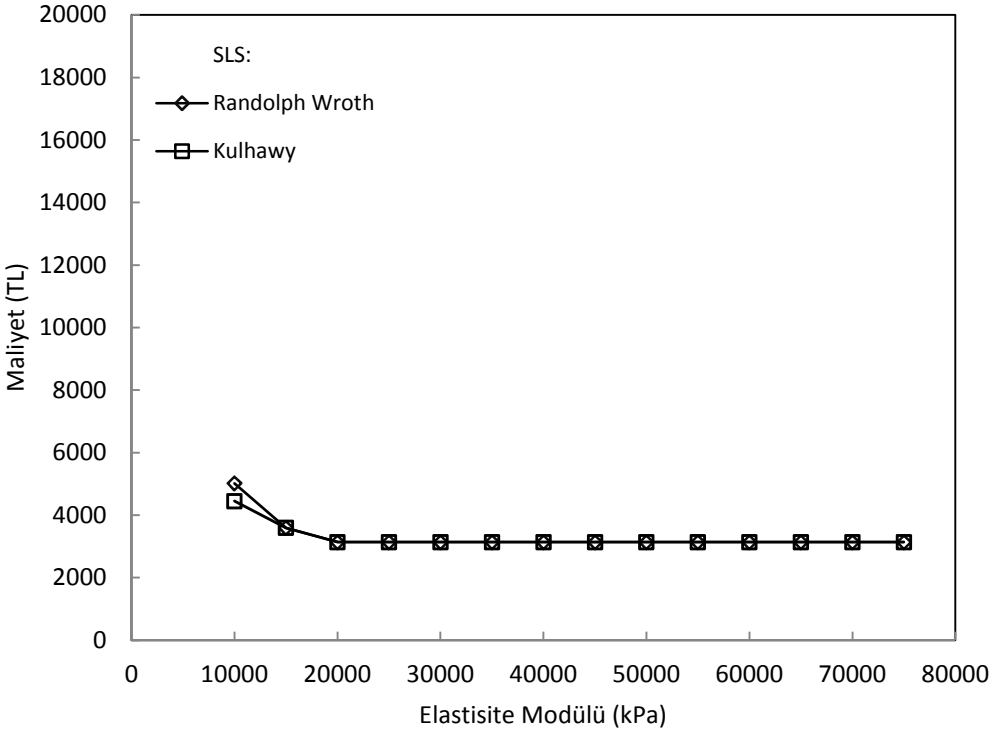
Çizelge 7.21. (Devam) Fore kazık tasarımının elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Nordlund | Kulhawy | 20000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 30000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 40000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 50000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 60000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 75000 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| YSA | Randolph Wroth | 10000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |
| YSA | Randolph Wroth | 20000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |
| YSA | Randolph Wroth | 30000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |
| YSA | Randolph Wroth | 40000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |
| YSA | Randolph Wroth | 50000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |
| YSA | Randolph Wroth | 60000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |
| YSA | Randolph Wroth | 75000 | 17.20 | 1.10 | 7375 |

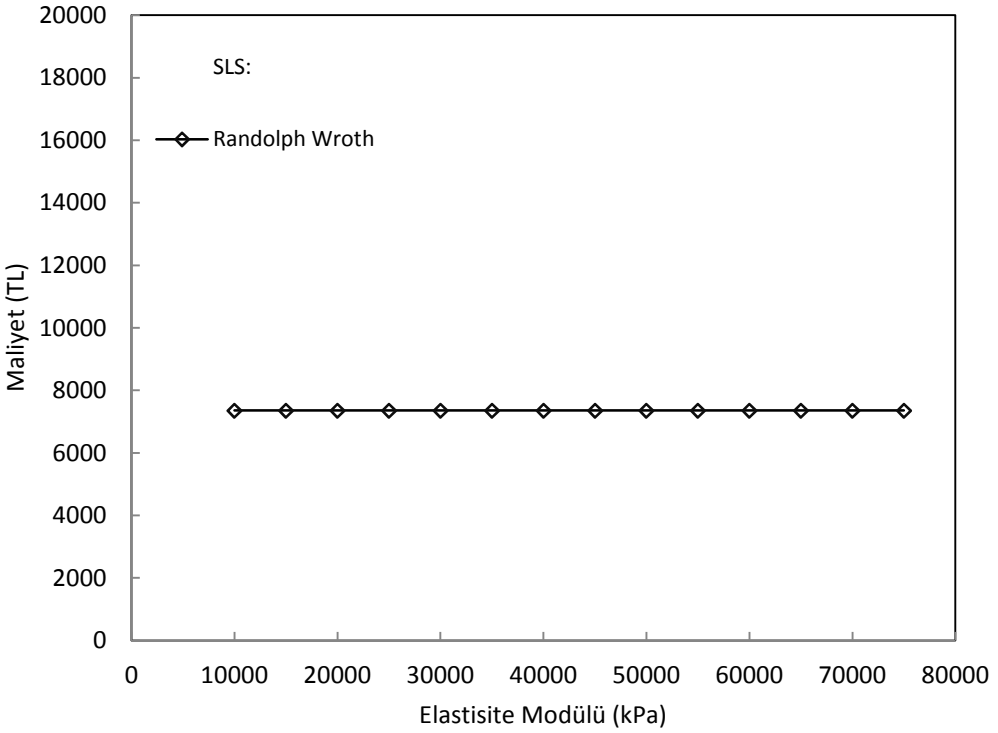
Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin elastisite modülü ile ilişkisi Şekil 7.41 ve Şekil 7.42'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin elastisite modülü ile değişimi ise Şekil 7.43 ve Şekil 7.44'de gösterilmiştir.

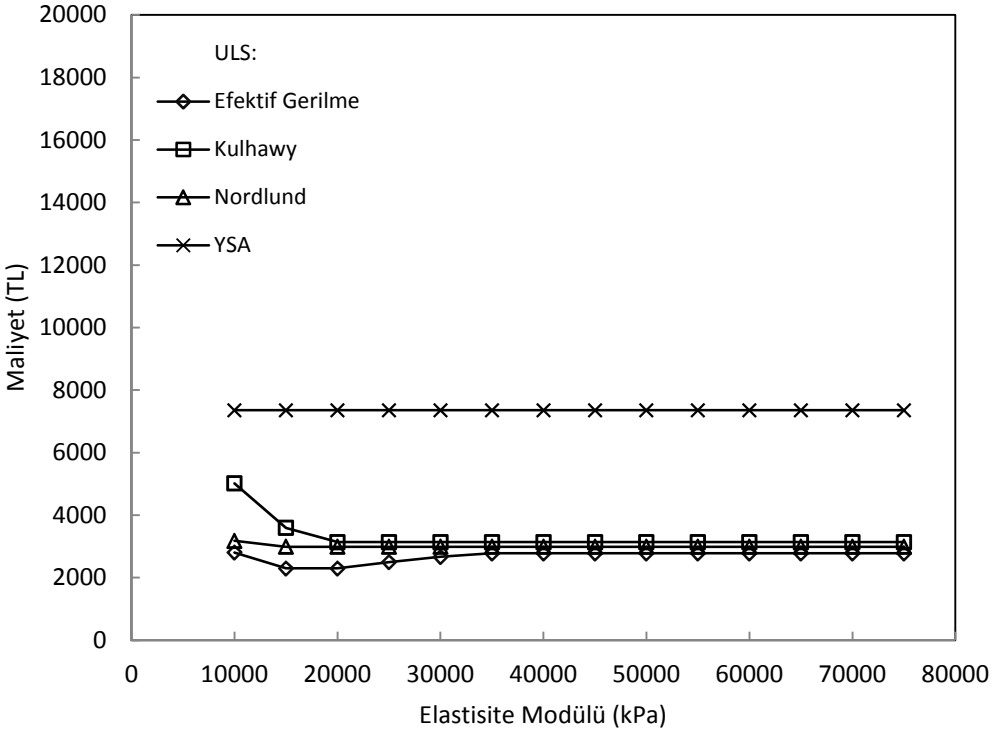
Şekil 7.41'e göre elastisite modülünün 10 MPa'dan 20 MPa çıkmasıyla yapım maliyetinde hızlı bir düşüş görülmektedir. Aynı $E_s$ aralığı için Randolph Wroth oturma yöntemi, Kulhawy oturma yönteminden daha muhafazakar temel boyutları vermektedir. $E_s$ = 20 MPa değerinden sonra temel boyutları D = 6.50 m, B = 1.20 m, yapım maliyeti 3137 TL ile sabit kalarak deterministik optimizasyonda elastisite modülünün artmasının bir etkisi bulunmamaktadır. Şekil 7.42'ye göre $E_s$'nin 10 MPa - 75 MPa arasındaki değişimi yapım maliyetinde herhangi bir değişime sebep olmamaktadır. Çünkü YSA yöntemi $E_s$ değerinden bağımsız olarak taşıma gücünü tahmin etmektedir.



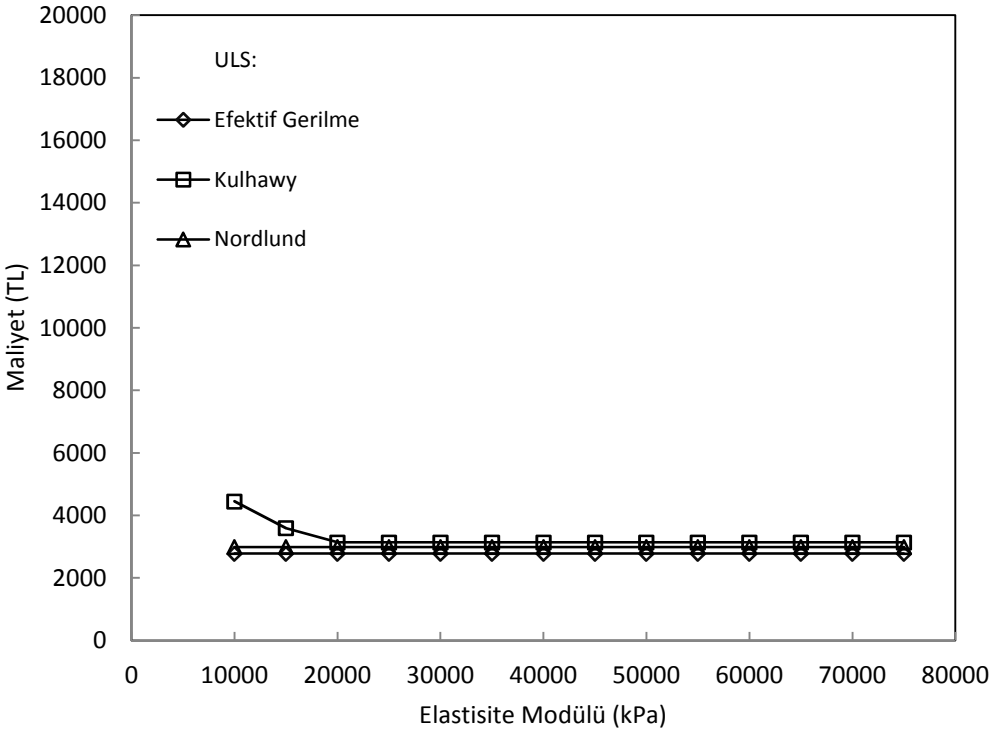

Şekil 7.41. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.42. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.43. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.44. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu

Şekil 7.43 ve Şekil 7.44'e göre oturma kriterlerinin deterministik optimizasyona şekil verdiği elastisite modülü aralıkları (10 MPa – 35 MPa) dışında Nordlund, efektif gerilme ve Kulhawy taşıma gücü yöntemleri temel maliyetini (2992 TL, 2782 TL, 3137 TL) birbirine yakın olarak verirken YSA taşıma gücü yöntemi 7375 TL ile yüksek bir değer vermiştir. YSA yöntemine göre $E_s$ = 10 - 75 MPa aralığında SLS kriterinden etkilenmemiştir. Aynı yönteme göre temel boyu 17.20 m, temel çapı 1.10 m olarak optimize edilmiştir.

### 7.6.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyon

Efektif içsel sürtünme açısının 25° - 45° arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.22'de verilmiştir.

Çizelge 7.22. Fore kazık tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 25 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 26 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 27 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 28 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 29 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 30 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 31 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 32 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 33 | 32.00 | 0.39 | 3574 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 34 | 32.00 | 0.33 | 2809 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 35 | 32.00 | 0.30 | 2400 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 36 | 32.00 | 0.27 | 2028 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 37 | 5.00 | 1.05 | 1978 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 38 | 5.00 | 0.98 | 1767 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 39 | 5.00 | 0.91 | 1602 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 40 | 5.00 | 0.86 | 1465 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 41 | 5.00 | 0.82 | 1349 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 42 | 5.00 | 0.78 | 1257 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 43 | 5.00 | 0.75 | 1185 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 44 | 5.00 | 0.72 | 1122 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 45 | 5.00 | 0.69 | 1066 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 25 | 32.00 | 0.47 | 4784 |

Çizelge 7.22. (Devam) Fore kazık tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 26 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 27 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 28 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 29 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 30 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 31 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 32 | 32.00 | 0.47 | 4784 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 33 | 32.00 | 0.39 | 3574 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 34 | 29.98 | 0.36 | 2972 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 35 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 36 | 5.00 | 1.14 | 2251 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 37 | 5.00 | 1.05 | 1978 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 38 | 5.00 | 0.98 | 1767 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 39 | 5.00 | 0.91 | 1602 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 40 | 5.00 | 0.86 | 1465 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 41 | 5.00 | 0.82 | 1349 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 42 | 5.00 | 0.78 | 1257 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 43 | 5.00 | 0.75 | 1185 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 44 | 5.00 | 0.72 | 1122 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 45 | 5.00 | 0.69 | 1066 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 25 | 32.00 | 0.53 | 5584 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 26 | 32.00 | 0.52 | 5376 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 27 | 32.00 | 0.50 | 5183 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 28 | 32.00 | 0.49 | 5004 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 29 | 32.00 | 0.48 | 4836 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 30 | 32.00 | 0.47 | 4678 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 31 | 9.90 | 1.20 | 4775 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 32 | 8.99 | 1.20 | 4339 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 33 | 8.12 | 1.20 | 3918 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 34 | 7.29 | 1.20 | 3516 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 35 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 36 | 5.76 | 1.20 | 2781 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 37 | 5.08 | 1.20 | 2450 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 38 | 5.00 | 1.13 | 2205 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 39 | 5.00 | 1.05 | 1982 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 40 | 5.00 | 0.98 | 1775 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 41 | 5.00 | 0.91 | 1586 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 42 | 5.00 | 0.84 | 1409 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 43 | 5.00 | 0.80 | 1288 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 44 | 5.00 | 0.77 | 1225 |

Çizelge 7.22. (Devam) Fore kazık tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Randolph Wroth | 45 | 5.00 | 0.74 | 1166 |
| Kulhawy | Kulhawy | 25 | 32.00 | 0.53 | 5584 |
| Kulhawy | Kulhawy | 26 | 32.00 | 0.52 | 5376 |
| Kulhawy | Kulhawy | 27 | 32.00 | 0.50 | 5183 |
| Kulhawy | Kulhawy | 28 | 32.00 | 0.49 | 5004 |
| Kulhawy | Kulhawy | 29 | 32.00 | 0.48 | 4836 |
| Kulhawy | Kulhawy | 30 | 32.00 | 0.47 | 4678 |
| Kulhawy | Kulhawy | 31 | 9.90 | 1.20 | 4775 |
| Kulhawy | Kulhawy | 32 | 8.99 | 1.20 | 4339 |
| Kulhawy | Kulhawy | 33 | 8.12 | 1.20 | 3918 |
| Kulhawy | Kulhawy | 34 | 7.29 | 1.20 | 3516 |
| Kulhawy | Kulhawy | 35 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 36 | 5.76 | 1.20 | 2781 |
| Kulhawy | Kulhawy | 37 | 5.08 | 1.20 | 2450 |
| Kulhawy | Kulhawy | 38 | 5.00 | 1.13 | 2205 |
| Kulhawy | Kulhawy | 39 | 5.00 | 1.05 | 1982 |
| Kulhawy | Kulhawy | 40 | 5.00 | 0.98 | 1775 |
| Kulhawy | Kulhawy | 41 | 5.00 | 0.91 | 1586 |
| Kulhawy | Kulhawy | 42 | 5.00 | 0.84 | 1409 |
| Kulhawy | Kulhawy | 43 | 5.00 | 0.80 | 1288 |
| Kulhawy | Kulhawy | 44 | 5.00 | 0.77 | 1225 |
| Kulhawy | Kulhawy | 45 | 5.00 | 0.74 | 1166 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 25 | 32.00 | 1.20 | 17174 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 26 | 32.00 | 1.12 | 15570 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 27 | 32.00 | 1.01 | 13284 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 28 | 32.00 | 0.91 | 11520 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 29 | 32.00 | 0.83 | 10045 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 30 | 32.00 | 0.76 | 8844 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 31 | 31.89 | 0.65 | 7085 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 32 | 21.19 | 0.80 | 5720 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 33 | 16.00 | 0.85 | 4575 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 34 | 14.72 | 0.77 | 3649 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 35 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 36 | 14.72 | 0.57 | 2369 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 37 | 14.72 | 0.49 | 1928 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 38 | 14.62 | 0.45 | 1697 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 39 | 13.36 | 0.45 | 1552 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 40 | 12.30 | 0.45 | 1428 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 41 | 11.44 | 0.45 | 1329 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 42 | 5.15 | 0.80 | 1332 |

Çizelge 7.22. (Devam) Fore kazık tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

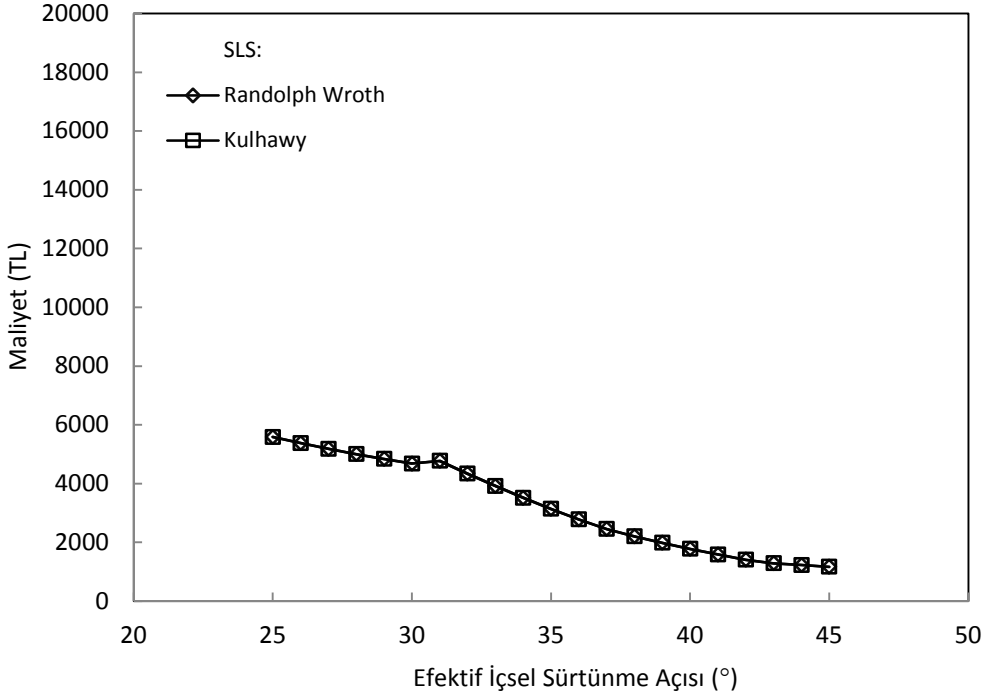
| ULS | SLS | ϕ' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Nordlund | Randolph Wroth | 43 | 5.00 | 0.73 | 1142 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 44 | 7.85 | 0.47 | 986 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 45 | 5.00 | 0.59 | 853 |
| Nordlund | Kulhawy | 25 | 32.00 | 1.20 | 17174 |
| Nordlund | Kulhawy | 26 | 32.00 | 1.12 | 15570 |
| Nordlund | Kulhawy | 27 | 32.00 | 1.01 | 13284 |
| Nordlund | Kulhawy | 28 | 32.00 | 0.91 | 11520 |
| Nordlund | Kulhawy | 29 | 32.00 | 0.83 | 10045 |
| Nordlund | Kulhawy | 30 | 32.00 | 0.76 | 8844 |
| Nordlund | Kulhawy | 31 | 31.89 | 0.65 | 7085 |
| Nordlund | Kulhawy | 32 | 21.19 | 0.80 | 5720 |
| Nordlund | Kulhawy | 33 | 16.00 | 0.85 | 4575 |
| Nordlund | Kulhawy | 34 | 14.72 | 0.77 | 3649 |
| Nordlund | Kulhawy | 35 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 36 | 14.72 | 0.57 | 2369 |
| Nordlund | Kulhawy | 37 | 14.72 | 0.49 | 1928 |
| Nordlund | Kulhawy | 38 | 14.62 | 0.45 | 1697 |
| Nordlund | Kulhawy | 39 | 13.36 | 0.45 | 1552 |
| Nordlund | Kulhawy | 40 | 12.30 | 0.45 | 1428 |
| Nordlund | Kulhawy | 41 | 11.44 | 0.45 | 1329 |
| Nordlund | Kulhawy | 42 | 5.15 | 0.80 | 1332 |
| Nordlund | Kulhawy | 43 | 5.00 | 0.73 | 1142 |
| Nordlund | Kulhawy | 44 | 7.85 | 0.47 | 986 |
| Nordlund | Kulhawy | 45 | 5.00 | 0.59 | 853 |
| YSA | Randolph Wroth | 25 | 23.64 | 1.20 | 11821 |
| YSA | Randolph Wroth | 26 | 22.99 | 1.20 | 11520 |
| YSA | Randolph Wroth | 27 | 22.64 | 1.20 | 11324 |
| YSA | Randolph Wroth | 28 | 21.75 | 1.20 | 10902 |
| YSA | Randolph Wroth | 29 | 21.03 | 1.20 | 10431 |
| YSA | Randolph Wroth | 30 | 20.01 | 1.20 | 9870 |
| YSA | Randolph Wroth | 31 | 18.94 | 1.20 | 9286 |
| YSA | Randolph Wroth | 32 | 17.88 | 1.20 | 8720 |
| YSA | Randolph Wroth | 33 | 17.31 | 1.18 | 8214 |
| YSA | Randolph Wroth | 34 | 17.28 | 1.14 | 7735 |
| YSA | Randolph Wroth | 35 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 36 | 17.20 | 1.07 | 7040 |
| YSA | Randolph Wroth | 37 | 17.20 | 1.03 | 6843 |
| YSA | Randolph Wroth | 38 | 15.40 | 1.01 | 6683 |
| YSA | Randolph Wroth | 39 | 13.80 | 1.00 | 6534 |
| YSA | Randolph Wroth | 40 | 12.40 | 1.00 | 6380 |

Çizelge 7.22. (Devam) Fore kazık tasarımının efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

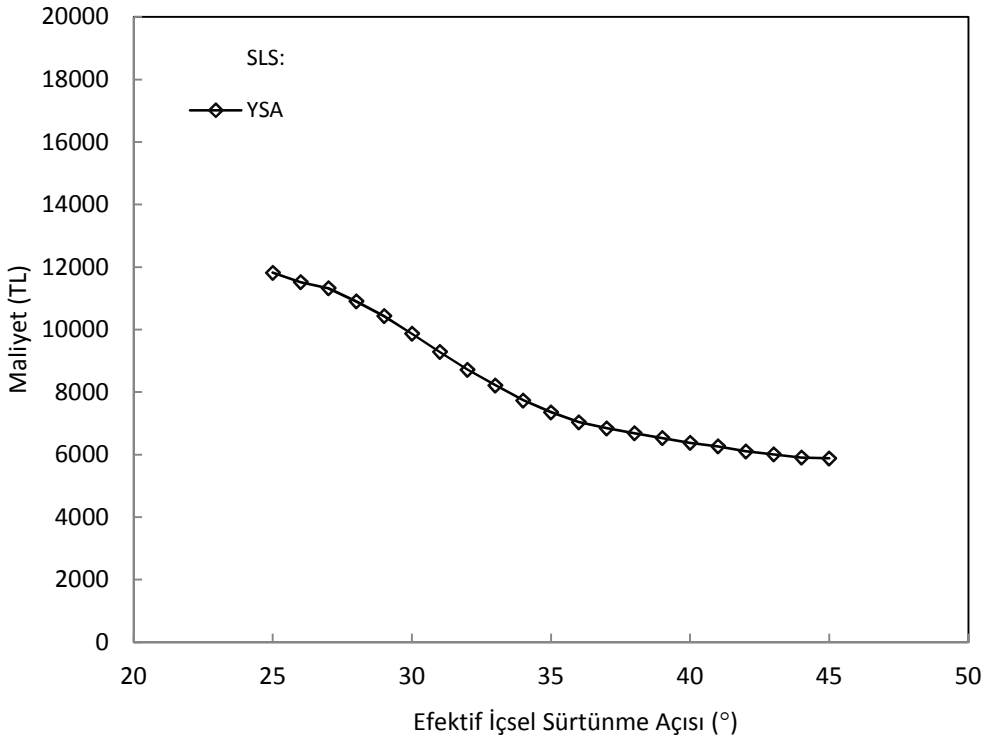
| ULS | SLS | ϕ' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Randolph Wroth | 41 | 11.60 | 0.99 | 6264 |
| YSA | Randolph Wroth | 42 | 10.80 | 0.99 | 6108 |
| YSA | Randolph Wroth | 43 | 9.70 | 0.98 | 6012 |
| YSA | Randolph Wroth | 44 | 9.10 | 0.96 | 5908 |
| YSA | Randolph Wroth | 45 | 8.40 | 0.95 | 5882 |

Not: V= 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

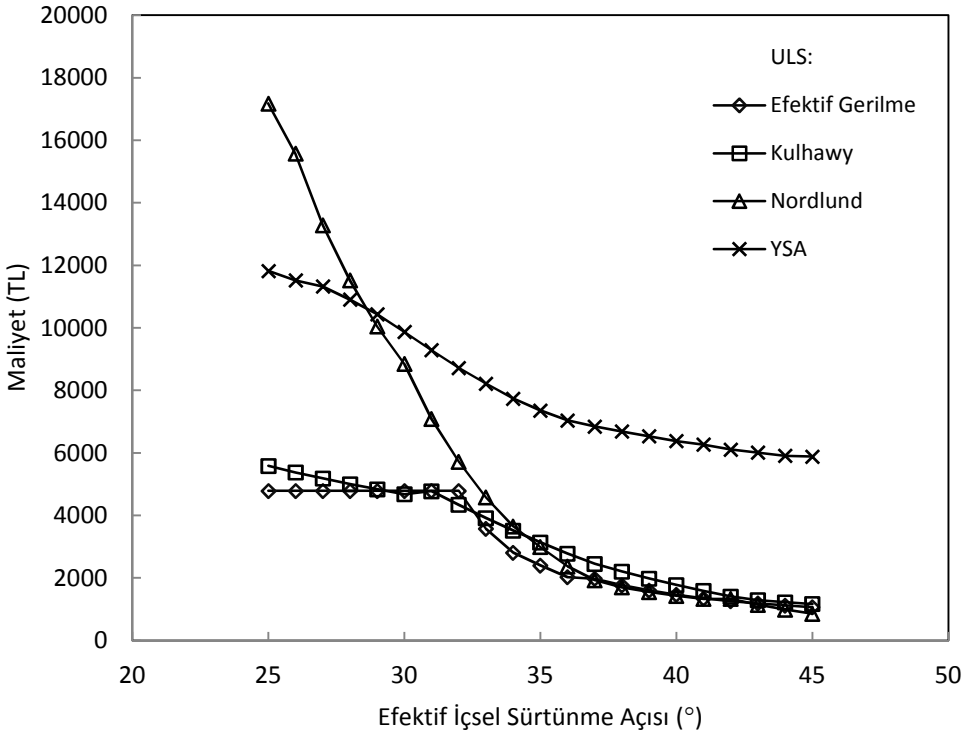
Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin efektif içsel sürtünme açısı ile ilişkisi Şekil 7.45 ve Şekil 7.46'da verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin efektif içsel sürtünme açısı ile değişimi ise Şekil 7.47 ve Şekil 7.48'de gösterilmiştir.



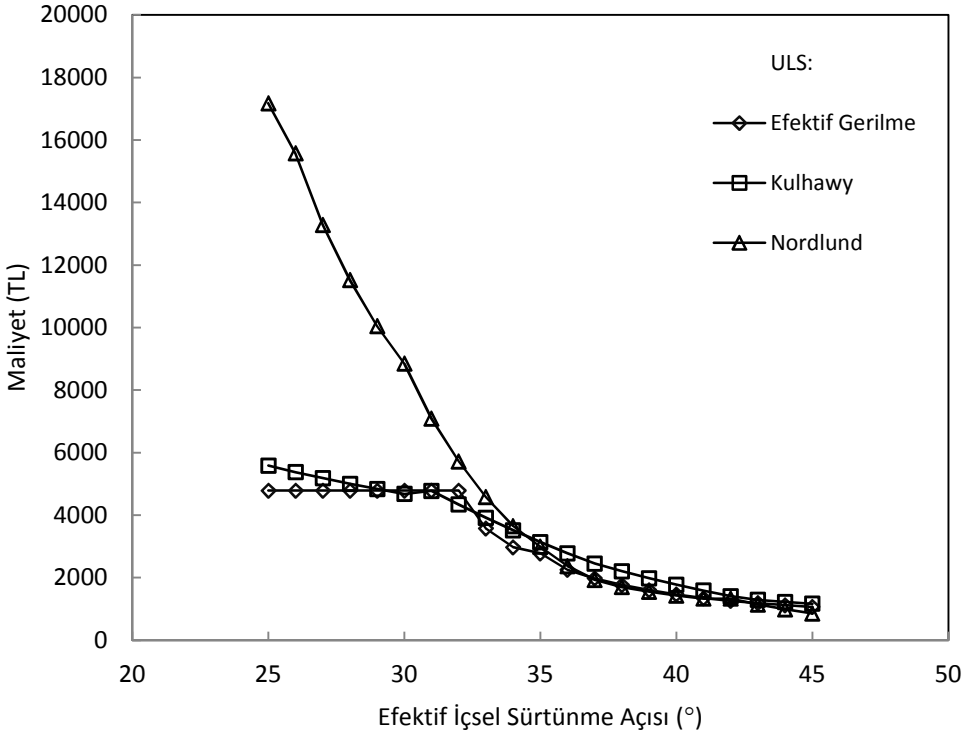

Şekil 7.45. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.46. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.47. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.48. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

Şekil 7.45'e göre efektif içsel sürtünme açısının 25°'den 45°'ye artması yapım maliyetini %78 (4784 TL, 1066 TL), Şekil 7.46'ya göre ise %50 (11821 TL, 5882 TL) düşürmüştür. Şekil 7.47 ve Şekil 7.48'e göre Randolph Wroth ve Kulhawy oturma yöntemleri efektif içsel sürtünme açısı 25° - 31° arasında etkili olurken, $\phi$' = 32° - 45° arasında efektif gerilme ve Kulhawy taşıma gücü yöntemleri etkili olarak tasarımı şekillendirmiştir.

Efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün Eş. 2.18'deki korelasyonu göz önüne alınarak fore kazıkların deterministik optimizasyonunun hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Buna göre efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45° arasında değişen değerleriyle korele olan elastisite modülü değerleri kullanılarak deterministik optimizasyon sonuçları Çizelge 7.23'de ve maliyet karşılaştırmaları Şekil 7.49'da verilmiştir.

Çizelge 7.23. Fore kazık tasarımının elastisite modülü ile korele efektifiçsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Kulhawy | Randolph Wroth | 30 | 18301 | 32.00 | 0.49 | 5031 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 31 | 23861 | 32.00 | 0.47 | 4794 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 32 | 29670 | 32.00 | 0.46 | 4581 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 33 | 19158 | 8.12 | 1.20 | 3918 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 34 | 21548 | 7.29 | 1.20 | 3516 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 35 | 23788 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 36 | 25890 | 5.76 | 1.20 | 2781 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 37 | 27880 | 5.08 | 1.20 | 2450 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 38 | 30990 | 5.00 | 1.13 | 2205 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 39 | 34431 | 5.00 | 1.05 | 1982 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 40 | 38103 | 5.00 | 0.98 | 1775 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 41 | 42015 | 5.00 | 0.91 | 1586 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 42 | 46205 | 5.00 | 0.84 | 1410 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 43 | 50812 | 5.00 | 0.79 | 1281 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 44 | 55882 | 5.00 | 0.75 | 1177 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 45 | 61412 | 5.00 | 0.70 | 1077 |
| | | | | | | |
| Kulhawy | Kulhawy | 30 | 18301 | 32.00 | 0.49 | 5031 |
| Kulhawy | Kulhawy | 31 | 23861 | 32.00 | 0.47 | 4794 |
| Kulhawy | Kulhawy | 32 | 29670 | 32.00 | 0.46 | 4581 |
| Kulhawy | Kulhawy | 33 | 19158 | 8.12 | 1.20 | 3918 |
| Kulhawy | Kulhawy | 34 | 21548 | 7.29 | 1.20 | 3516 |
| Kulhawy | Kulhawy | 35 | 23788 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 36 | 25890 | 5.76 | 1.20 | 2781 |
| Kulhawy | Kulhawy | 37 | 27880 | 5.08 | 1.20 | 2450 |
| Kulhawy | Kulhawy | 38 | 30990 | 5.00 | 1.13 | 2205 |
| Kulhawy | Kulhawy | 39 | 34431 | 5.00 | 1.05 | 1982 |
| Kulhawy | Kulhawy | 40 | 38103 | 5.00 | 0.98 | 1775 |
| Kulhawy | Kulhawy | 41 | 42015 | 5.00 | 0.91 | 1586 |
| Kulhawy | Kulhawy | 42 | 46205 | 5.00 | 0.84 | 1410 |
| Kulhawy | Kulhawy | 43 | 50812 | 5.00 | 0.79 | 1281 |
| Kulhawy | Kulhawy | 44 | 55882 | 5.00 | 0.75 | 1177 |
| Kulhawy | Kulhawy | 45 | 61412 | 5.00 | 0.70 | 1077 |
| | | | | | | |
| Nordlund | Kulhawy | 30 | 18376 | 32.00 | 0.76 | 8844 |
| Nordlund | Kulhawy | 31 | 23887 | 31.89 | 0.65 | 7085 |
| Nordlund | Kulhawy | 32 | 21466 | 16.00 | 0.99 | 5773 |
| Nordlund | Kulhawy | 33 | 25760 | 16.00 | 0.85 | 4575 |

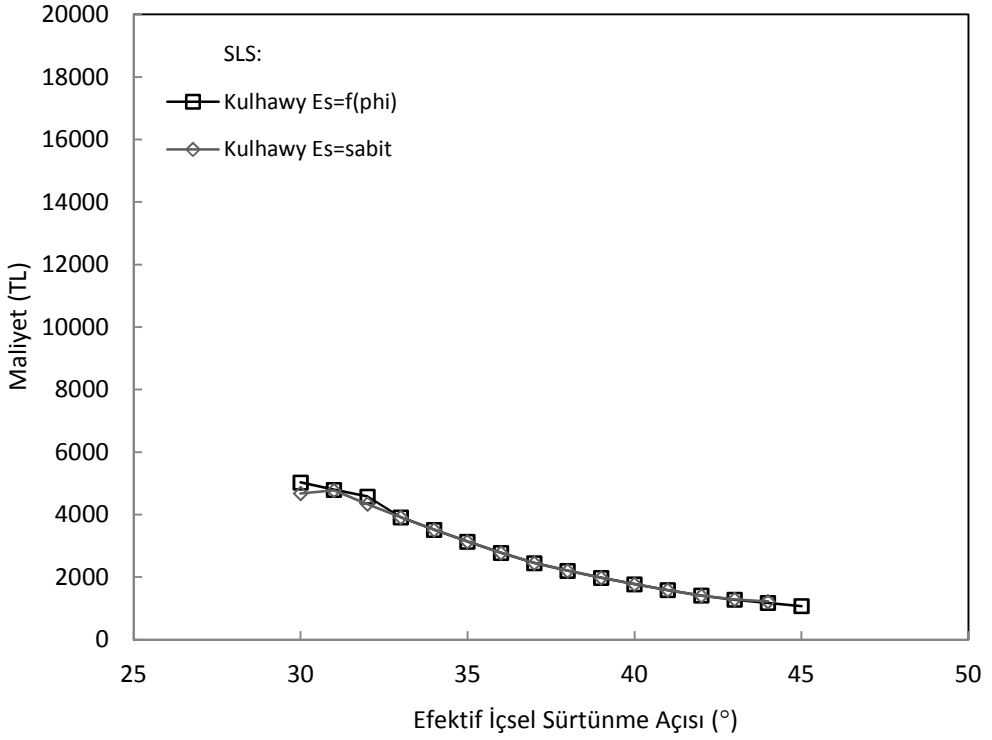
Çizelge 7.23. (Devam) Fore kazık tasarımının elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | ϕ' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Nordlund | Kulhawy | 34 | 29106 | 14.72 | 0.77 | 3649 |
| Nordlund | Kulhawy | 35 | 33630 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 36 | 38373 | 14.72 | 0.57 | 2369 |
| Nordlund | Kulhawy | 37 | 43389 | 14.72 | 0.49 | 1928 |
| Nordlund | Kulhawy | 38 | 48590 | 14.62 | 0.45 | 1697 |
| Nordlund | Kulhawy | 39 | 52019 | 13.36 | 0.45 | 1552 |
| Nordlund | Kulhawy | 40 | 55637 | 12.30 | 0.45 | 1428 |
| Nordlund | Kulhawy | 41 | 59593 | 11.44 | 0.45 | 1329 |
| Nordlund | Kulhawy | 42 | 46638 | 5.15 | 0.80 | 1332 |
| Nordlund | Kulhawy | 43 | 50548 | 5.00 | 0.73 | 1142 |
| Nordlund | Kulhawy | 44 | 67220 | 7.85 | 0.47 | 986 |
| Nordlund | Kulhawy | 45 | 60816 | 5.00 | 0.59 | 853 |
| | | | | | | |
| YSA | Randolph Wroth | 30 | 14494 | 20.10 | 0.28 | 1366 |
| YSA | Randolph Wroth | 31 | 17260 | 16.74 | 0.25 | 988 |
| YSA | Randolph Wroth | 32 | 19939 | 14.43 | 0.23 | 754 |
| YSA | Randolph Wroth | 33 | 22565 | 12.72 | 0.21 | 597 |
| YSA | Randolph Wroth | 34 | 24760 | 11.01 | 0.20 | 485 |
| YSA | Randolph Wroth | 35 | 26380 | 9.27 | 0.20 | 408 |
| YSA | Randolph Wroth | 36 | 28101 | 8.00 | 0.20 | 352 |
| YSA | Randolph Wroth | 37 | 29915 | 7.03 | 0.20 | 310 |
| YSA | Randolph Wroth | 38 | 31789 | 6.25 | 0.20 | 275 |
| YSA | Randolph Wroth | 39 | 33741 | 5.61 | 0.20 | 247 |
| YSA | Randolph Wroth | 40 | 35736 | 5.06 | 0.20 | 223 |
| YSA | Randolph Wroth | 41 | 39410 | 5.00 | 0.20 | 220 |
| YSA | Randolph Wroth | 42 | 43599 | 5.00 | 0.20 | 220 |
| YSA | Randolph Wroth | 43 | 48153 | 5.00 | 0.20 | 220 |
| YSA | Randolph Wroth | 44 | 53142 | 5.00 | 0.20 | 220 |
| YSA | Randolph Wroth | 45 | 58656 | 5.00 | 0.20 | 220 |

Not: V= 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

Şekil 7.49'a göre efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün korelasyonu göz önünde bulundurularak yapılan analizlerde efektif içsel sürtünme açısının elastisite modülü ile korele olmadığı analizlerde temel maliyeti korelasyon olan analizlere göre, ϕ' = 30° değerinde %7 (5031 TL, 4678 TL), ϕ' = 33° değerinde ise 5% (4581 TL, 4339 TL) daha küçüktür. ϕ' = 34° - 45° aralığında ise efektif içsel

sürtünme açısının elastisite modülüyle korele olduğu ve olmadığı deterministik optimizasyon sonuçları aynıdır.




Şekil 7.49. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonların karşılaştırması

### 7.6.3. Düşey yük odaklı deterministik optimizasyon

Düşey yükün 1000 – 7000 kN arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.24'de verilmiştir.

Çizelge 7.24. Fore kazık tasarımının düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 1000 | 25.15 | 0.20 | 1107 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2000 | 5.00 | 1.13 | 2210 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 3000 | 16.49 | 0.65 | 3211 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 4000 | 20.39 | 0.65 | 4079 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 5000 | 23.92 | 0.65 | 4899 |

Çizelge 7.24. (Devam) Fore kazık tasarımının düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu

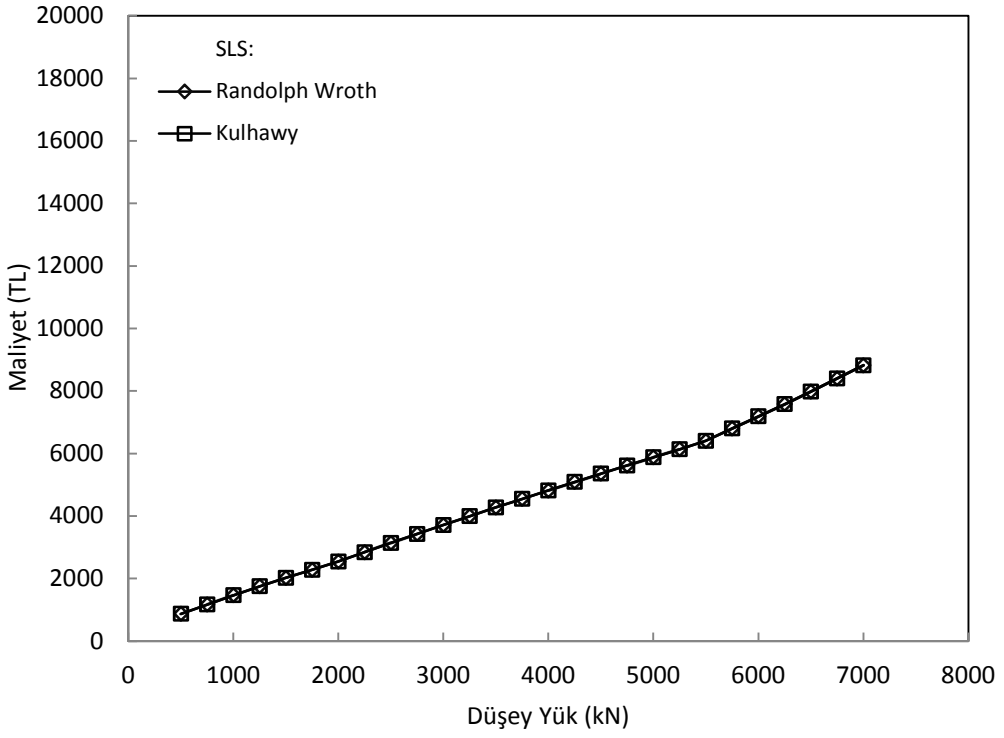
| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 6000 | 27.17 | 0.65 | 5755 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 7000 | 30.19 | 0.65 | 6593 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 1000 | 24.57 | 0.21 | 1126 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2000 | 5.00 | 1.13 | 2210 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 3000 | 16.49 | 0.65 | 3211 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 4000 | 20.39 | 0.65 | 4079 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 5000 | 23.92 | 0.65 | 4899 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 6000 | 27.17 | 0.65 | 5755 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 7000 | 30.19 | 0.65 | 6593 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 1000 | 5.00 | 0.86 | 1463 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2000 | 5.28 | 1.20 | 2546 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 3000 | 7.69 | 1.20 | 3712 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 4000 | 9.99 | 1.20 | 4819 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 5000 | 12.18 | 1.20 | 5877 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 6000 | 14.90 | 1.20 | 7189 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 7000 | 18.07 | 1.20 | 8818 |
| Kulhawy | Kulhawy | 1000 | 5.00 | 0.86 | 1463 |
| Kulhawy | Kulhawy | 2000 | 5.28 | 1.20 | 2546 |
| Kulhawy | Kulhawy | 3000 | 7.69 | 1.20 | 3712 |
| Kulhawy | Kulhawy | 4000 | 9.99 | 1.20 | 4819 |
| Kulhawy | Kulhawy | 5000 | 12.18 | 1.20 | 5877 |
| Kulhawy | Kulhawy | 6000 | 14.90 | 1.20 | 7189 |
| Kulhawy | Kulhawy | 7000 | 18.07 | 1.20 | 8818 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 1000 | 11.42 | 0.45 | 1326 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 2000 | 14.72 | 0.56 | 2346 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 3000 | 14.72 | 0.77 | 3642 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 4000 | 14.72 | 0.96 | 5091 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 5000 | 14.72 | 1.13 | 6518 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 6000 | 17.46 | 1.20 | 8494 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 7000 | 22.22 | 1.20 | 11090 |
| Nordlund | Kulhawy | 1000 | 11.42 | 0.45 | 1326 |
| Nordlund | Kulhawy | 2000 | 14.72 | 0.56 | 2346 |
| Nordlund | Kulhawy | 3000 | 14.72 | 0.77 | 3642 |
| Nordlund | Kulhawy | 4000 | 14.72 | 0.96 | 5091 |
| Nordlund | Kulhawy | 5000 | 14.72 | 1.13 | 6518 |
| Nordlund | Kulhawy | 6000 | 17.46 | 1.20 | 8494 |
| Nordlund | Kulhawy | 7000 | 22.22 | 1.20 | 11090 |
| YSA | Randolph Wroth | 1000 | 32.00 | 0.25 | 1907 |
| YSA | Randolph Wroth | 2000 | 16.23 | 1.05 | 6389 |
| YSA | Randolph Wroth | 3000 | 18.14 | 1.13 | 8077 |

Çizelge 7.24. (Devam) Fore kazık tasarımının düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu

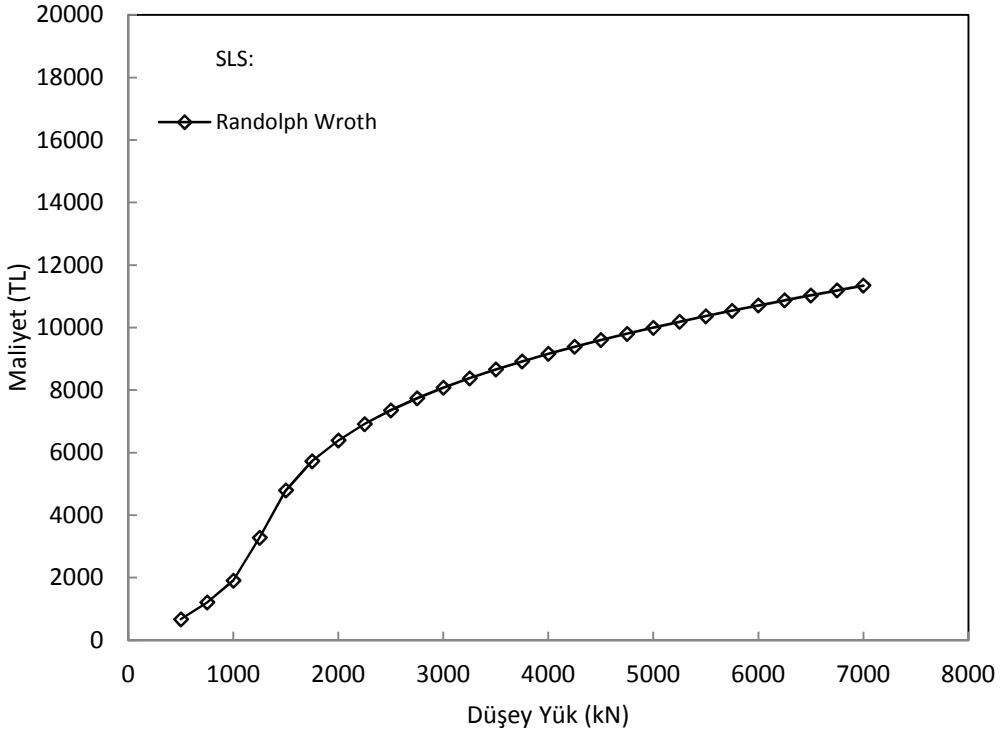
| ULS | SLS | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Randolph Wroth | 4000 | 19.72 | 1.15 | 9161 |
| YSA | Randolph Wroth | 5000 | 21.05 | 1.17 | 9999 |
| YSA | Randolph Wroth | 6000 | 22.24 | 1.17 | 10708 |
| YSA | Randolph Wroth | 7000 | 23.35 | 1.17 | 11342 |

Not: $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

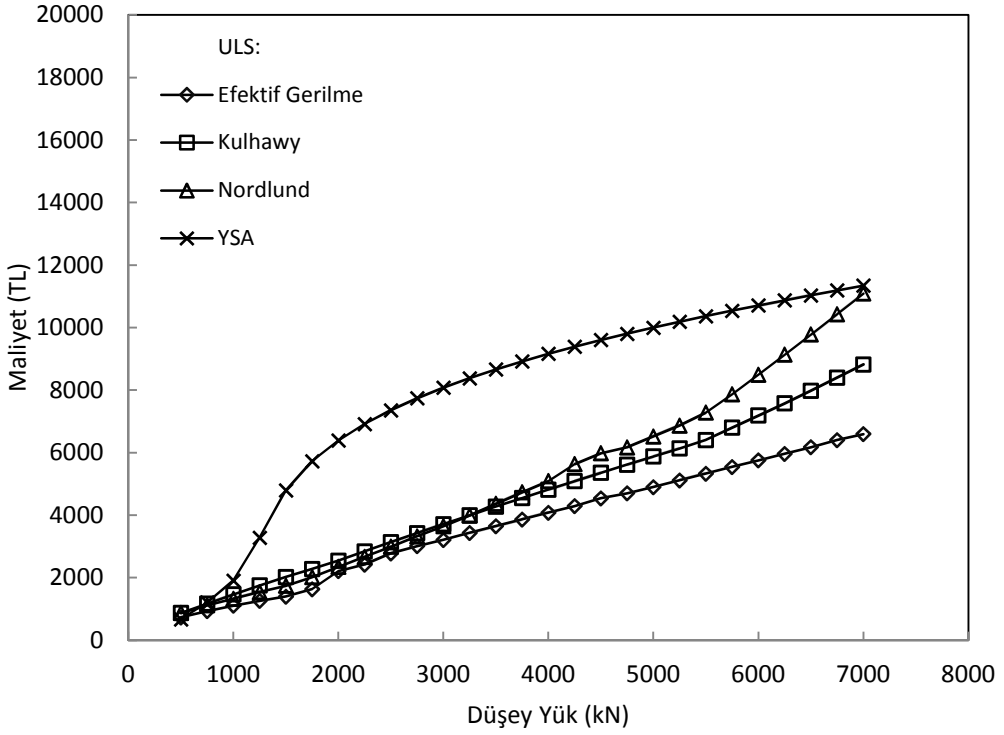
Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin düşey yük ile ilişkisi Şekil 7.50 ve Şekil 7.51'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin düşey yük ile değişimi ise Şekil 7.52 ve Şekil 7.53'de gösterilmiştir.



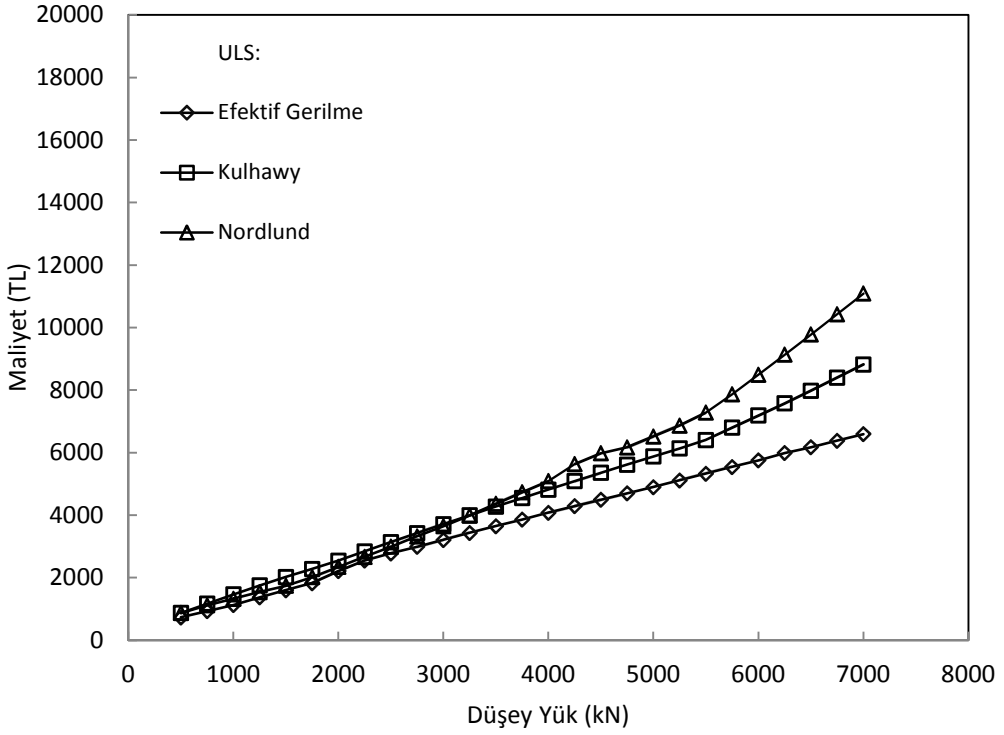

Şekil 7.50. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.51. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.52. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.53. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu

Şekil 7.50'e göre Kulawy taşıma gücü ile Randolph Wroth ve Kulhawy oturma yöntemlerine göre deterministik optimizasyonunda düşey yükün artmasıyla yapım maliyetinde yaklaşık lineer bir artış görülmektedir. V = 500 kN değerinde temel boyutları D = 5.00 m, B = 0.6 m, V = 7000 kN'da temel boyutları D = 18.07 m, B = 1.20 m, değerleriyle yapım maliyeti 10.2 kat (860 TL, 8818 TL) artmıştır.

Şekil 7.51'e göre YSA taşıma gücü, Randolph Worth oturma analiz yöntemine göre deterministik optimizasyon tasarımında V= 500 kN – 2000 kN aralığında YSA yapım maliyetini 9.5 kat (671 TL, 6389 TL) artırırken, V = 2000 kN – 7000 kN aralığında maliyeti 1.8 kat (6389 TL, 11342 TL) artırmıştır. Şekil 7.52 ve Şekil 7.53'e göre düşey yükün V = 500 kN – 7000 kN arasındaki değişimi yapım maliyetini Nordlund için 12.8 (869 TL, 11090 TL), Kulhawy için 10.0 (869 TL 8818 TL), efektif gerilme için 7.6 (869 TL, 6593 TL) ve YSA için 17 (671 TL, 11342 TL) kat artırmaktadır.

### 7.6.4. Birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyon

Birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$ – 22 kN/m$^3$ arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.25'de verilmiştir.

Çizelge 7.25. Fore kazık tasarımının birim hacim ağırlık odaklıdeterministik optimizasyonu

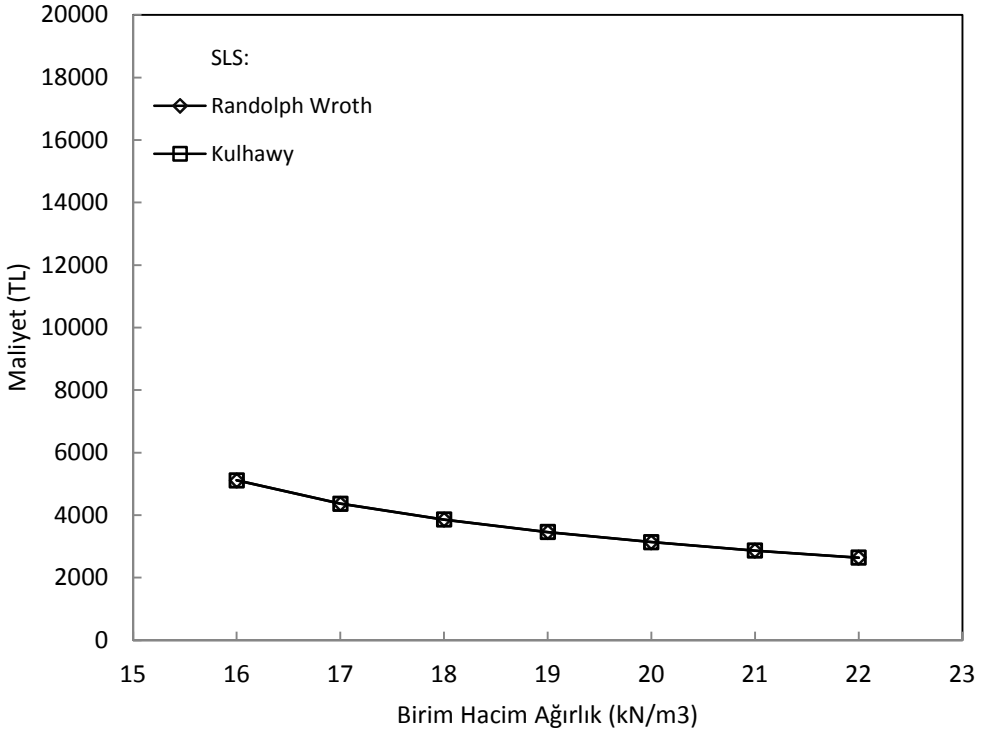
| ULS | SLS | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 16 | 20.97 | 0.65 | 4211 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 17 | 18.76 | 0.65 | 3710 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 18 | 12.90 | 0.80 | 3339 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 19 | 16.00 | 0.64 | 3014 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 20 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 21 | 9.92 | 0.80 | 2569 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 22 | 5.00 | 1.15 | 2279 |
| | | | | | |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 16 | 20.97 | 0.65 | 4211 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 17 | 18.76 | 0.65 | 3710 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 18 | 6.79 | 1.20 | 3277 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 19 | 16.00 | 0.64 | 3014 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 20 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 21 | 9.92 | 0.80 | 2569 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 22 | 5.00 | 1.15 | 2279 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 16 | 16.00 | 0.91 | 5112 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 17 | 9.04 | 1.20 | 4364 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 18 | 8.00 | 1.20 | 3860 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 19 | 7.17 | 1.20 | 3461 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 20 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 21 | 5.94 | 1.20 | 2868 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 22 | 5.47 | 1.20 | 2642 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Kulhawy | 16 | 16.00 | 0.91 | 5112 |
| Kulhawy | Kulhawy | 17 | 9.04 | 1.20 | 4364 |
| Kulhawy | Kulhawy | 18 | 8.00 | 1.20 | 3860 |
| Kulhawy | Kulhawy | 19 | 7.17 | 1.20 | 3461 |
| Kulhawy | Kulhawy | 20 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 21 | 5.94 | 1.20 | 2868 |
| Kulhawy | Kulhawy | 22 | 5.47 | 1.20 | 2642 |

Çizelge 7.25. (Devam) Fore kazık tasarımının birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu

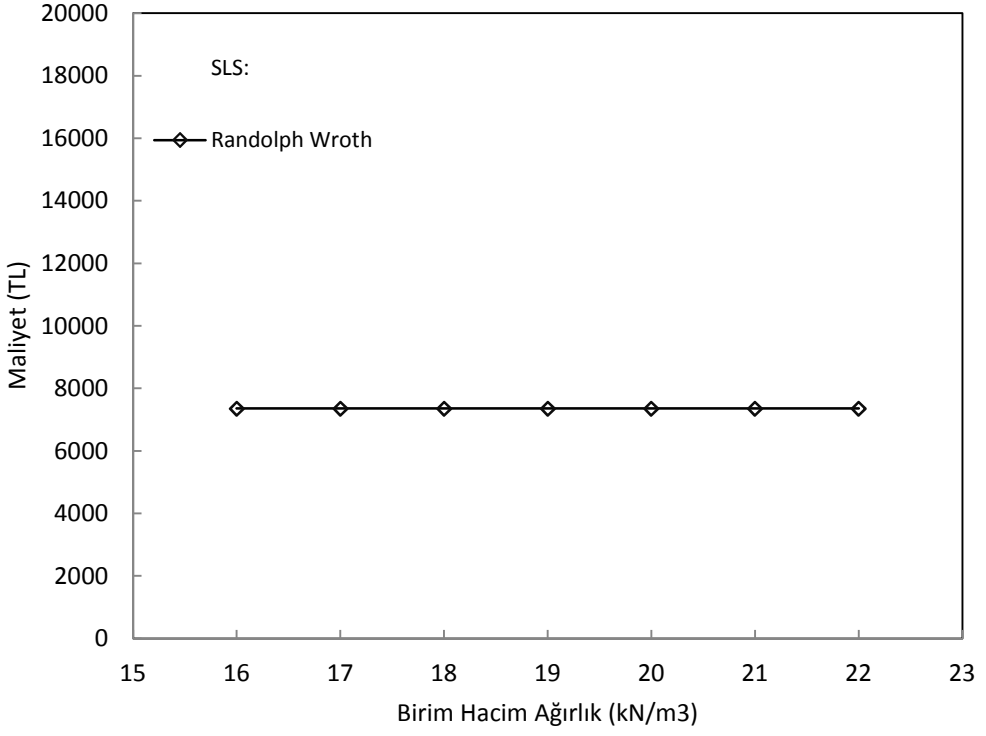
| ULS | SLS | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Nordlund | Randolph Wroth | 16 | 24.23 | 0.48 | 3434 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 17 | 20.86 | 0.54 | 3292 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 18 | 18.32 | 0.59 | 3172 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 19 | 16.32 | 0.63 | 3062 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 20 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 21 | 13.40 | 0.71 | 2924 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 22 | 12.31 | 0.74 | 2849 |
| | | | | | |
| Nordlund | Kulhawy | 16 | 24.23 | 0.48 | 3434 |
| Nordlund | Kulhawy | 17 | 20.86 | 0.54 | 3292 |
| Nordlund | Kulhawy | 18 | 18.32 | 0.59 | 3172 |
| Nordlund | Kulhawy | 19 | 16.32 | 0.63 | 3062 |
| Nordlund | Kulhawy | 20 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 21 | 13.40 | 0.71 | 2924 |
| Nordlund | Kulhawy | 22 | 12.31 | 0.74 | 2849 |
| | | | | | |
| YSA | Randolph Wroth | 16 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 17 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 18 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 19 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 20 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 21 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 22 | 17.20 | 1.10 | 7357 |

Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm

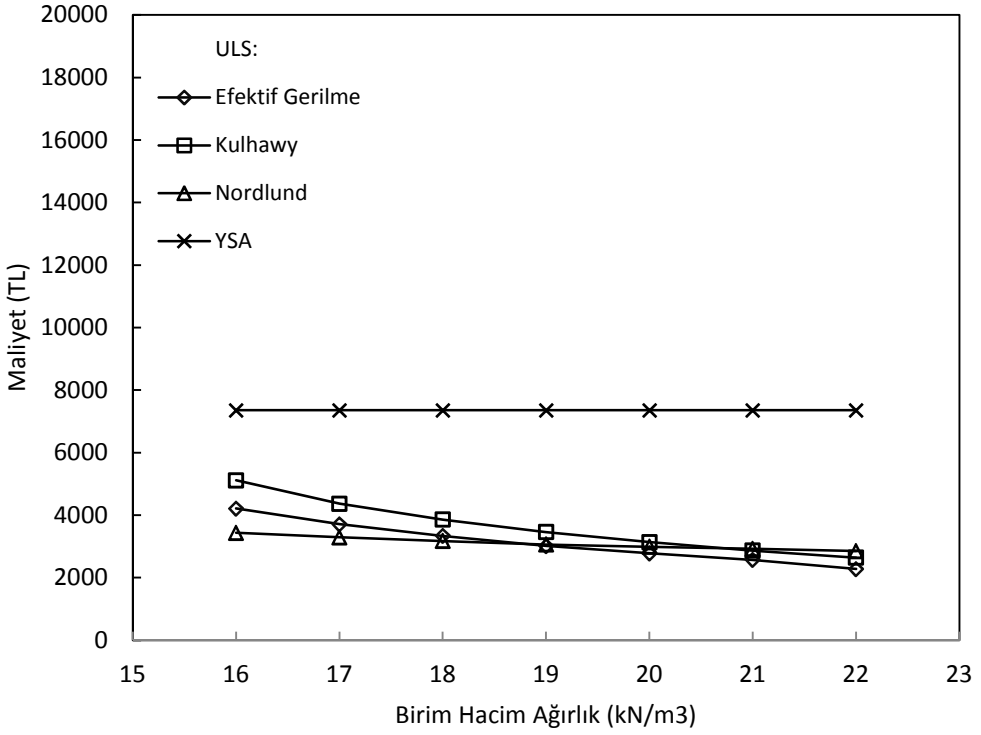
Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim hacim ağırlık ile ilişkisi Şekil 7.54 ve Şekil 7.55'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim hacim ağırlık ile değişimi ise Şekil 7.56 ve Şekil 7.57'de gösterilmiştir.



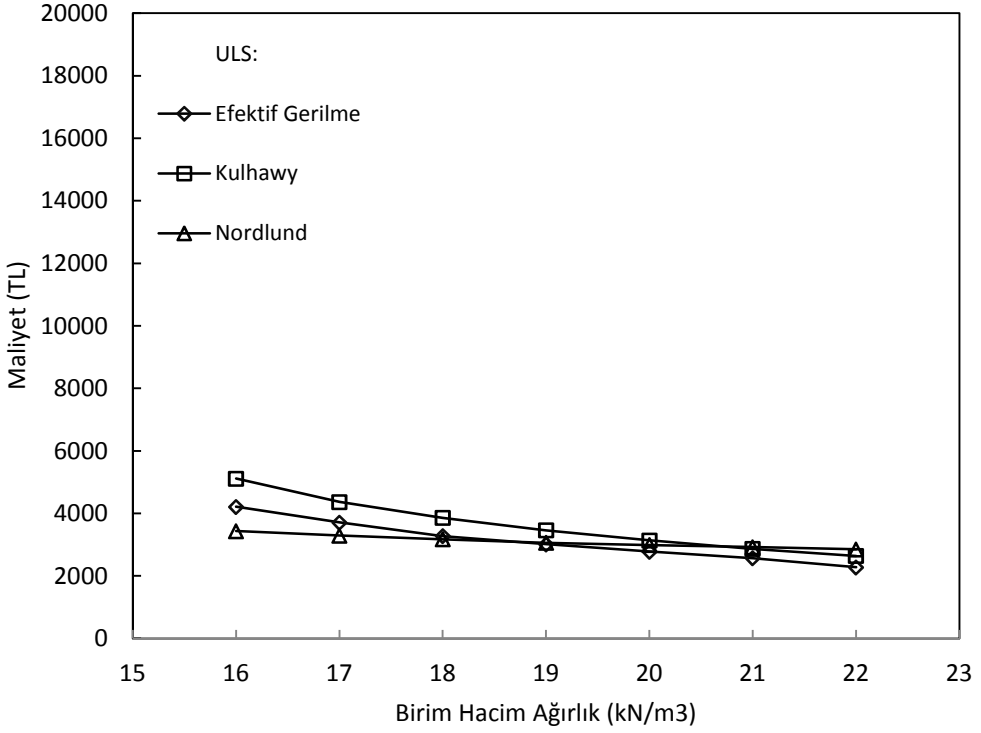

Şekil 7.54. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.55. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.56. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.57. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu

Şekil 7.54, Şekil 7.55, Şekil 7.56 ve Şekil 7.57'ye göre birim hacim ağırlığın 16 - 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi Kulhawy taşıma Randolph Worth ve Kulhawy oturma yöntemleri için maliyeti %54 (4211 TL, 2279 TL) azaltmaktadır. YSA taşıma gücü birim hacim ağırlığa duyarsız olduğundan yapım maliyeti üzerinde etkisi bulunmamaktadır. Kulhawy ve efektif gerilme taşıma gücü yöntemleri Nordlund yöntemine göre deterministik optimizasyon tasarımında birim hacim ağırlığın değişmesine daha fazla duyarlıdır.

### 7.6.5. Güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyon

Güvenlik katsayısının 2.0 – 4.0 arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.26'da verilmiştir.

Çizelge 7.26. Fore kazık tasarımının güvenlik katsayısı odaklıdeterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2.0 | 5.00 | 1.13 | 2210 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2.5 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 3.0 | 16.49 | 0.65 | 3211 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 3.5 | 7.52 | 1.20 | 3628 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 4.0 | 20.39 | 0.65 | 4079 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2.0 | 5.00 | 1.13 | 2210 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2.5 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 3.0 | 16.49 | 0.65 | 3211 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 3.5 | 7.52 | 1.20 | 3628 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 4.0 | 20.39 | 0.65 | 4079 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2.0 | 5.28 | 1.20 | 2546 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2.5 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 3.0 | 7.69 | 1.20 | 3712 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 3.5 | 8.85 | 1.20 | 4272 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 4.0 | 9.99 | 1.20 | 4819 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Kulhawy | 2.0 | 5.28 | 1.20 | 2546 |
| Kulhawy | Kulhawy | 2.5 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 3.0 | 7.69 | 1.20 | 3712 |
| Kulhawy | Kulhawy | 3.5 | 8.85 | 1.20 | 4272 |
| Kulhawy | Kulhawy | 4.0 | 9.99 | 1.20 | 4819 |

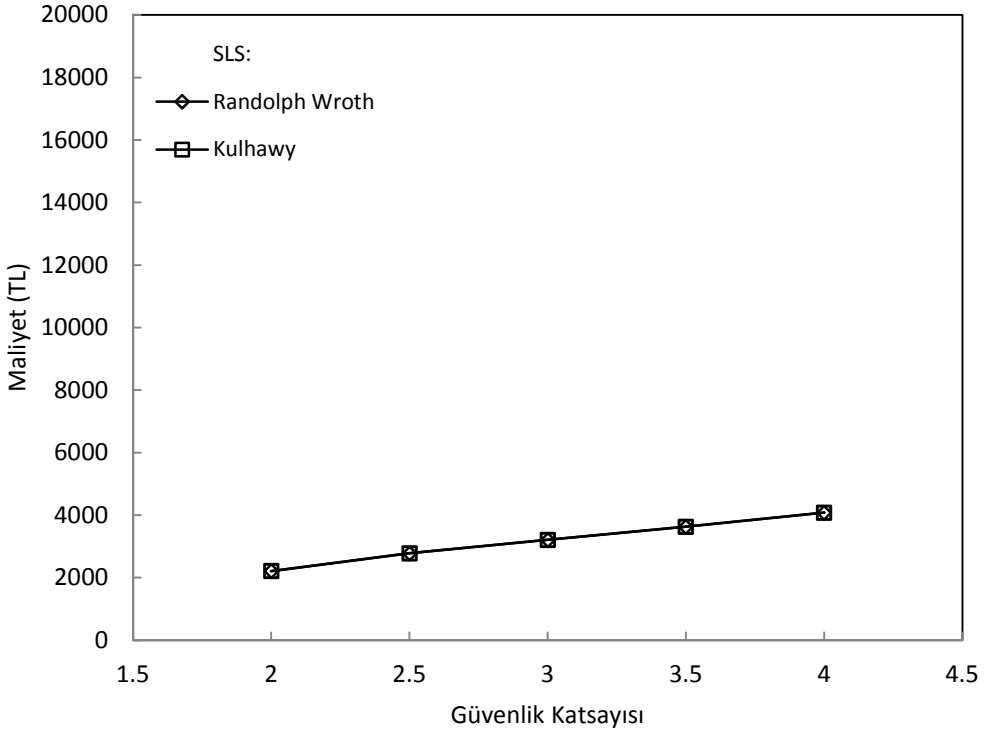
Çizelge 7.26. (Devam) Fore kazık tasarımının güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | FS | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Nordlund | Randolph Wroth | 2.0 | 14.72 | 0.56 | 2346 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 2.5 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 3.0 | 14.72 | 0.77 | 3642 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 3.5 | 14.72 | 0.87 | 4363 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 4.0 | 14.72 | 0.96 | 5091 |
| | | | | | |
| Nordlund | Kulhawy | 2.0 | 14.72 | 0.56 | 2346 |
| Nordlund | Kulhawy | 2.5 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 3.0 | 14.72 | 0.77 | 3642 |
| Nordlund | Kulhawy | 3.5 | 14.72 | 0.87 | 4363 |
| Nordlund | Kulhawy | 4.0 | 14.72 | 0.96 | 5091 |
| | | | | | |
| YSA | Randolph Wroth | 2.0 | 16.23 | 1.05 | 6389 |
| YSA | Randolph Wroth | 2.5 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 3.0 | 18.14 | 1.13 | 8077 |
| YSA | Randolph Wroth | 3.5 | 18.97 | 1.14 | 8661 |
| YSA | Randolph Wroth | 4.0 | 19.72 | 1.15 | 9161 |

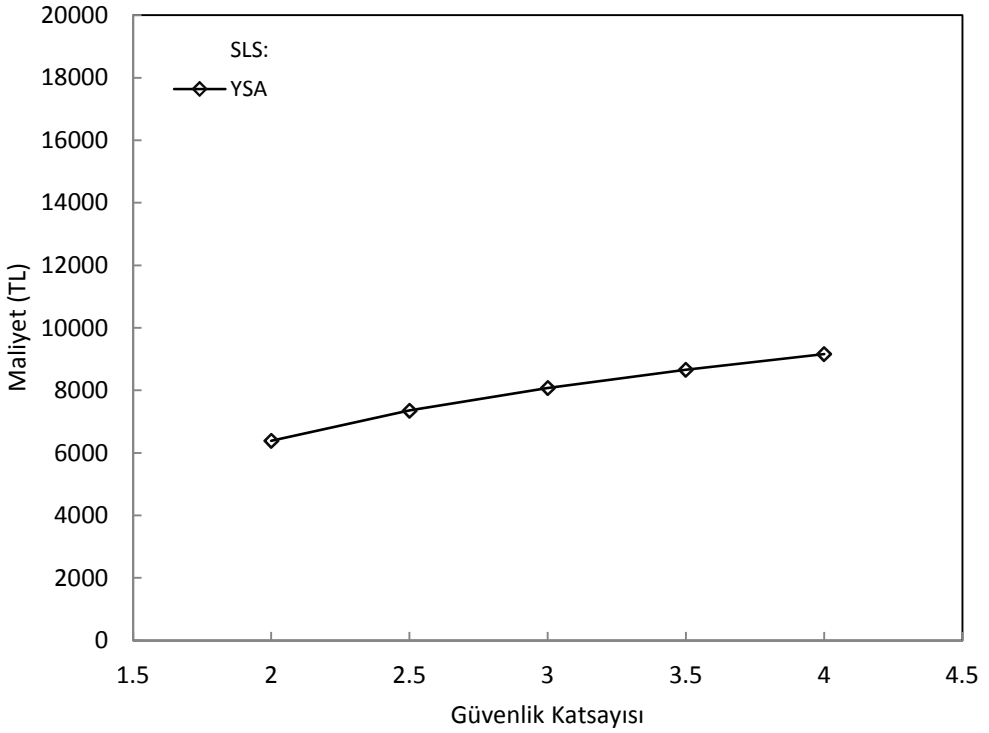
Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin güvenlik katsayısı ile ilişkisi Şekil 7.58 ve Şekil 7.59'da verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin güvenlik katsayısı ile değişimi ise Şekil 7.60 ve Şekil 7.61'de gösterilmiştir.

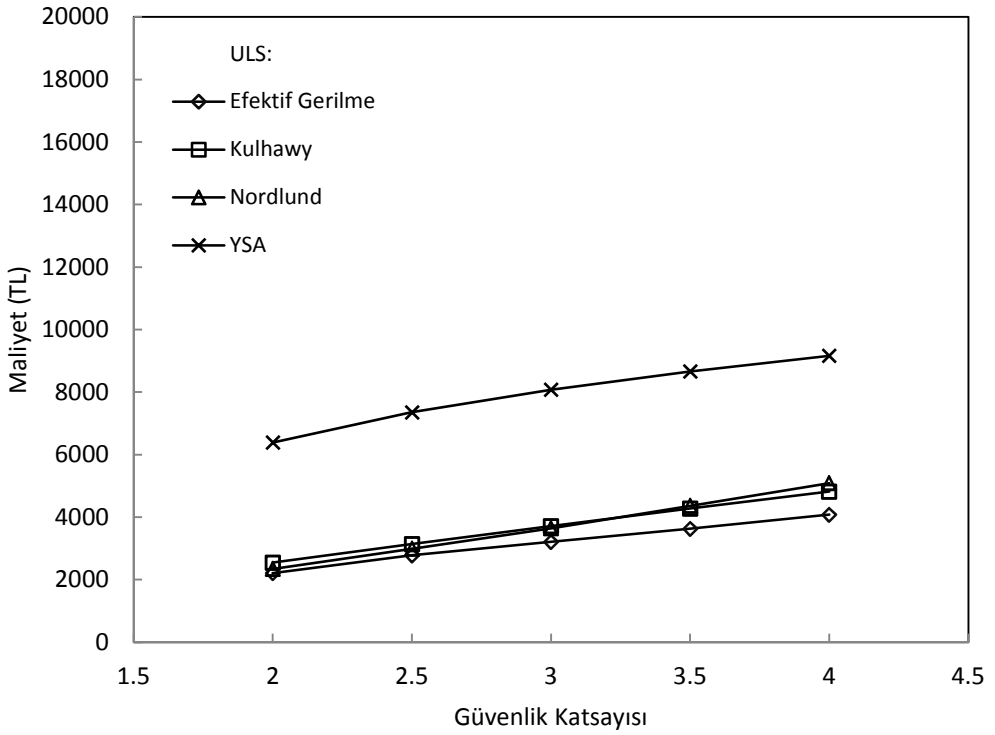
Şekil 7.58, Şekil 7.59, Şekil 7.60 ve Şekil 7.61'e göre güvenlik katsayısının artması deterministik optimizasyon tasarımında 2.2 ile 1.8 kat arasında yapım maliyeti artışlarına neden olmktadır. Efektif gerilme, Kulhawy ve Nordlund taşıma gücü yöntemleri FS = 2 için maliyeti 2210 TL - 2546 TL aralığında, FS = 4.0 için maliyeti 4079 TL - 5091 TL aralığında optimize etmektedir. YSA taşıma gücü yöntemi ise diğer yöntemlerden yaklaşık 1.8 kat daha fazla maliyette sonuçlar vermektedir.



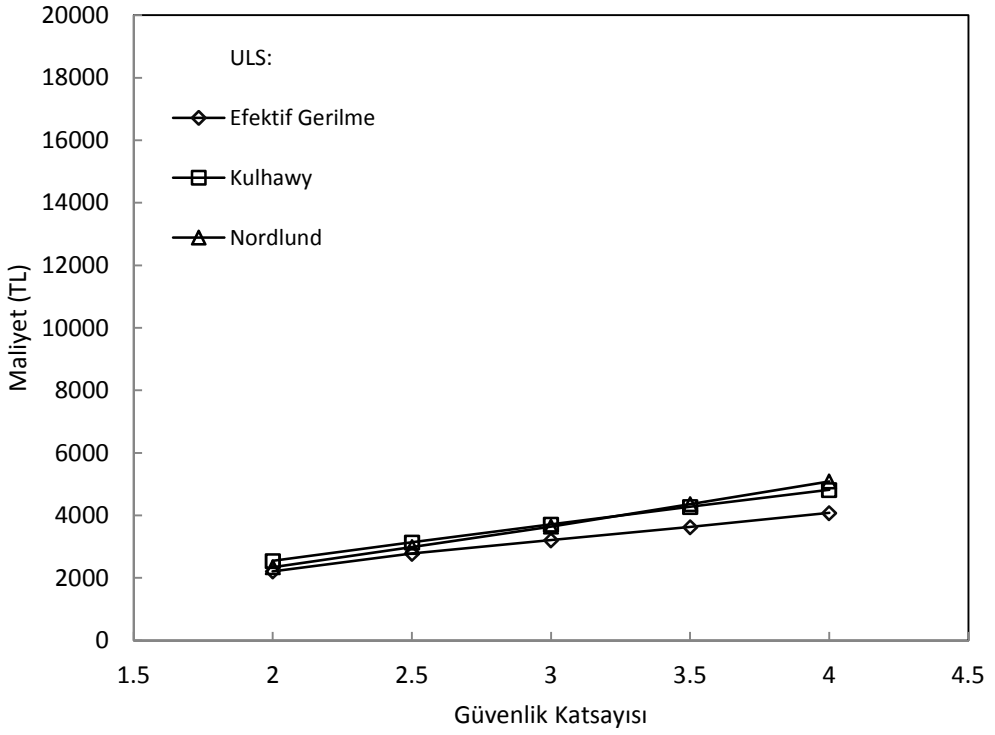

Şekil 7.58. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.59. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.60. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.61. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu

### 7.6.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyon

İzin verilen maksimum deplasmanın 15 mm – 75 mm arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.13'de verilmiştir.

Çizelge 7.27. Fore kazık tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu

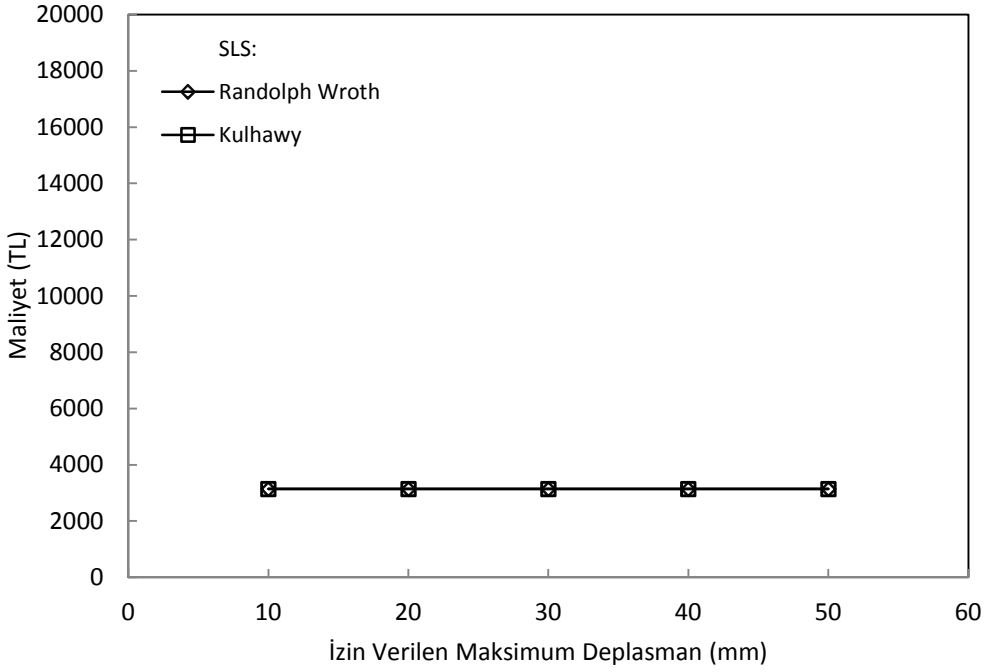
| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 10 | 32.00 | 0.30 | 2299 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 20 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 30 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 40 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 50 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 10 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 20 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 30 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 40 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 50 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 10 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 20 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 30 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 40 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 50 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 10 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 20 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 30 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 40 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Kulhawy | Kulhawy | 50 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 10 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 20 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 30 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 40 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 50 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 10 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 20 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 30 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 40 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| Nordlund | Kulhawy | 50 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| YSA | Randolph Wroth | 10 | 17.20 | 1.10 | 7357 |

Çizelge 7.27. (Devam) Fore kazık tasarımının izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu

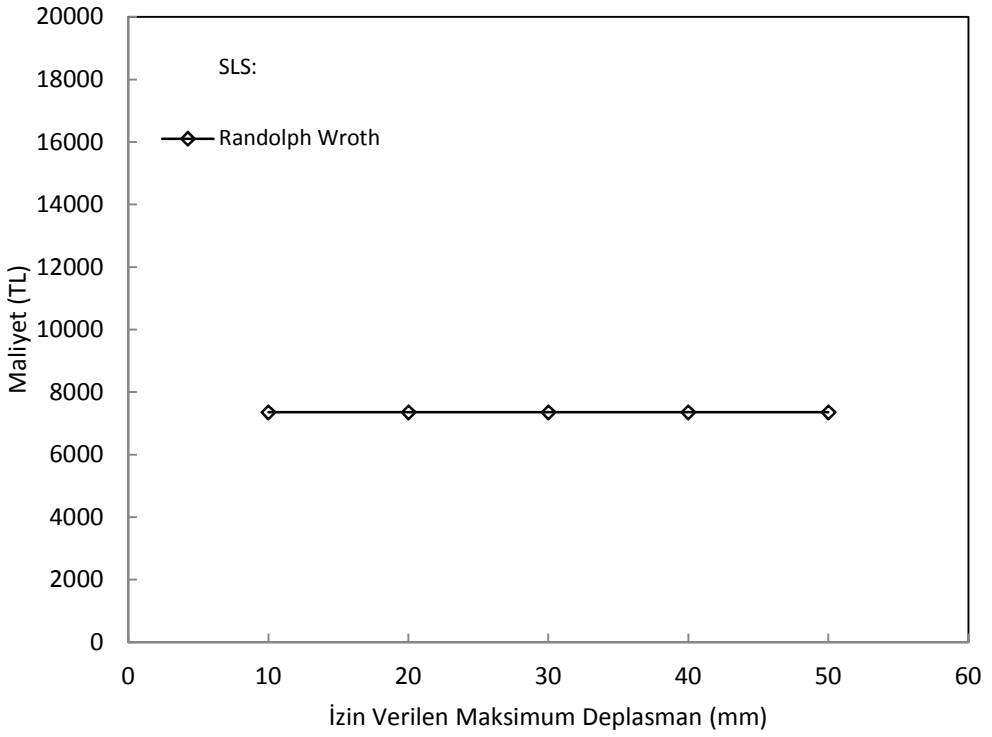
| ULS | SLS | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| YSA | Randolph Wroth | 20 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 30 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 40 | 17.20 | 1.10 | 7357 |
| YSA | Randolph Wroth | 50 | 17.20 | 1.10 | 7357 |

Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

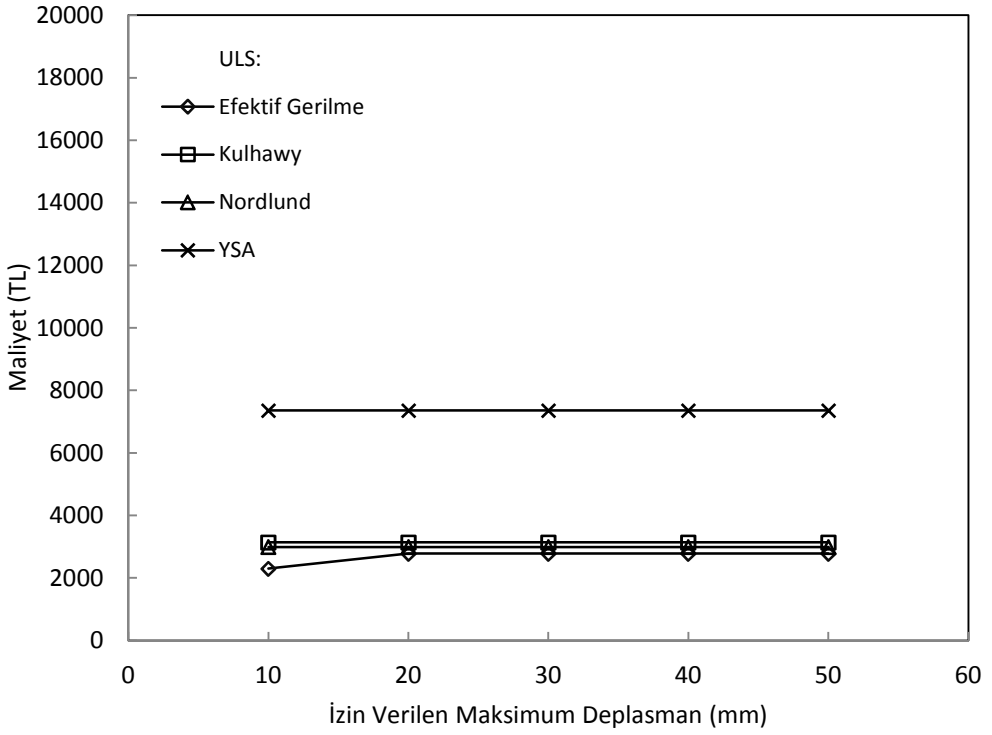
Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin izin verilen maksimum deplasman ile ilişkisi Şekil 7.62 ve Şekil 7.63'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin izin verilen maksimum deplasman ile değişimi ise Şekil 7.64 ve Şekil 7.65'de gösterilmiştir.



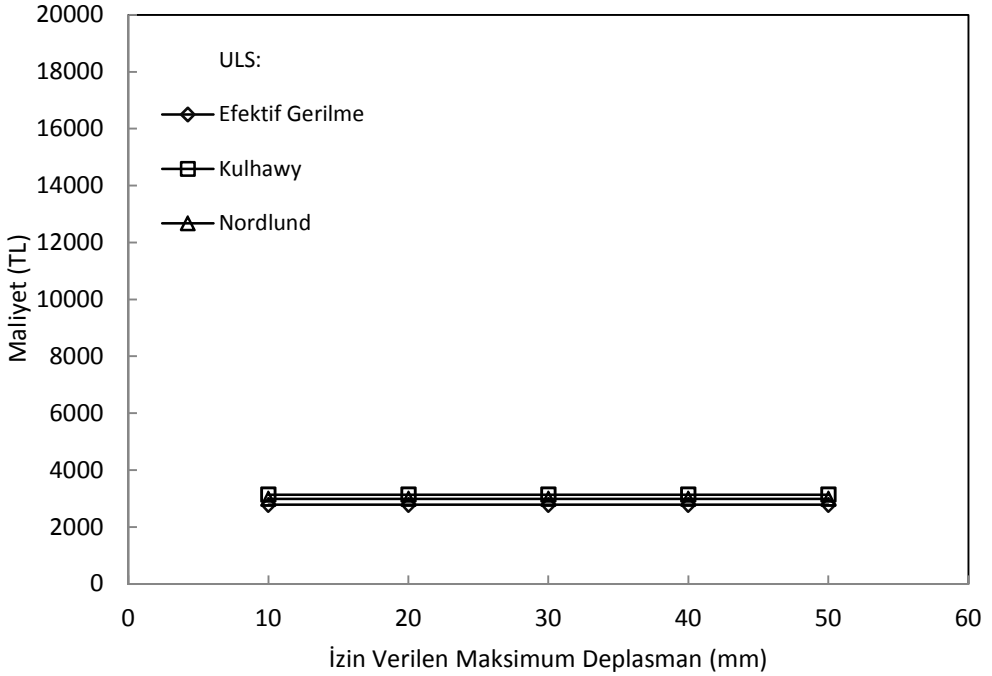

Şekil 7.62. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.63. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.64. Fore kazık tasarımının Randoplh Wroth oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.65. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu

Şekil 7.62, Şekil 7.63, Şekil 7.64 ve Şekil 7.65'e göre Efektif gerilme - Randolph Wroth yöntemi $\delta_{maks}$ = 10 - 20 mm arasında SLS deterministik optimizasyonu şekillendirerek yapım maliyetini 2299 TL'den (temel boyu 32.0 m, kazık çapı 0.30 m) 2782 TL'ye (temel boyu 10.75 m, kazık çapı 0.80 m) çıkarmıştır. Diğer taşıma gücü ve oturma analiz yöntemlerinin izin verilen maksimum deplasmanın 10-50 mm değerlerinde yapım maliyetinde etkisi yoktur. Çünkü analiz yapılan değerlerde maksimum deplasman aşılmamaktadır.

### 7.6.7. Birim fiyat odaklı deterministik optimizasyon

Birim fiyatın 2008 – 2011 yılları arasında değişen değerleri için fore kazıkların deterministik optimizasyon tasarımı sonuçları Çizelge 7.28'de verilmiştir.

Çizelge 7.28. Fore kazık tasarımının birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu

| ULS | SLS | Birim Fiyat | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2008 | 32.00 | 0.30 | 1799 |

Çizelge 7.28. (Devam) Fore kazık tasarımının birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu

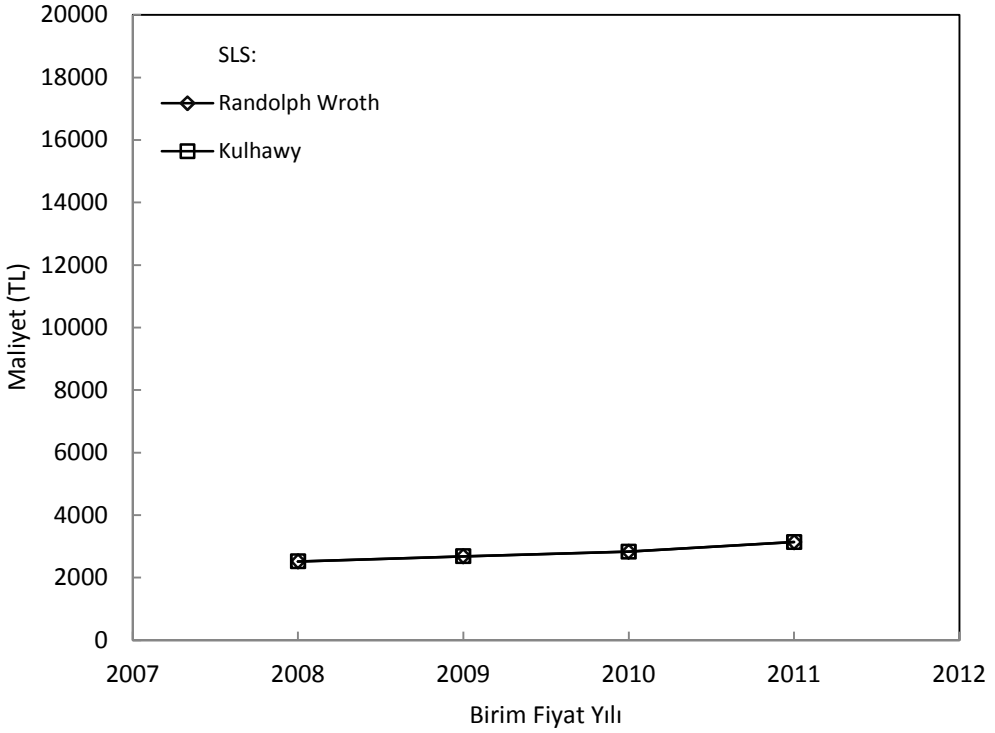
| ULS | SLS | Birim Fiyat | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2009 | 32.00 | 0.30 | 1964 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2010 | 10.75 | 0.80 | 2516 |
| Efektif Gerilme | Randolph Wroth | 2011 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| | | | | | |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2008 | 27.91 | 0.35 | 2027 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2009 | 27.91 | 0.35 | 2209 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2010 | 10.75 | 0.80 | 2516 |
| Efektif Gerilme | Kulhawy | 2011 | 10.75 | 0.80 | 2782 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2008 | 6.50 | 1.20 | 2518 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2009 | 6.50 | 1.20 | 2685 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2010 | 6.50 | 1.20 | 2829 |
| Kulhawy | Randolph Wroth | 2011 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| | | | | | |
| Kulhawy | Kulhawy | 2008 | 6.50 | 1.20 | 2518 |
| Kulhawy | Kulhawy | 2009 | 6.50 | 1.20 | 2685 |
| Kulhawy | Kulhawy | 2010 | 6.50 | 1.20 | 2829 |
| Kulhawy | Kulhawy | 2011 | 6.50 | 1.20 | 3137 |
| | | | | | |
| Nordlund | Randolph Wroth | 2008 | 14.72 | 0.67 | 2375 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 2009 | 14.72 | 0.67 | 2557 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 2010 | 14.72 | 0.67 | 2710 |
| Nordlund | Randolph Wroth | 2011 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| | | | | | |
| Nordlund | Kulhawy | 2008 | 14.72 | 0.67 | 2375 |
| Nordlund | Kulhawy | 2009 | 14.72 | 0.67 | 2557 |
| Nordlund | Kulhawy | 2010 | 14.72 | 0.67 | 2709 |
| Nordlund | Kulhawy | 2011 | 14.72 | 0.67 | 2992 |
| | | | | | |
| YSA | Randolph Wroth | 2008 | 17.28 | 1.10 | 5896 |
| YSA | Randolph Wroth | 2009 | 17.21 | 1.10 | 6297 |
| YSA | Randolph Wroth | 2010 | 17.17 | 1.10 | 6642 |
| YSA | Randolph Wroth | 2011 | 17.20 | 1.10 | 7357 |

Not: V= 2500 kN, $\phi$' = 35° kN, $E_s$ = 50 MPa, FS = 2.5, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$

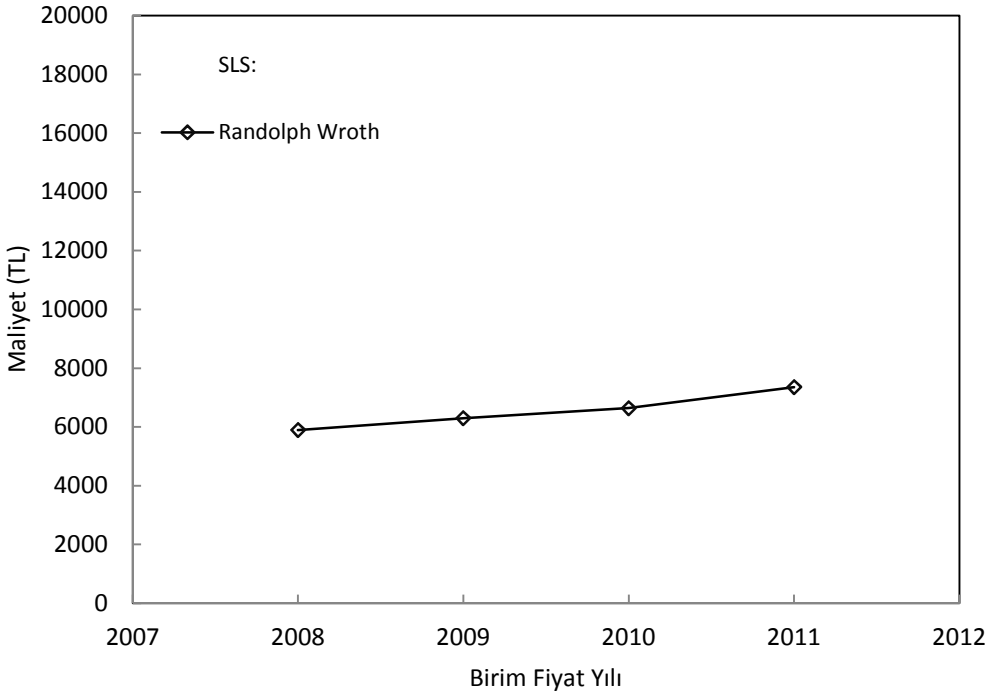
Fore kazıkların drenajlı basınç yüklemesi durumunda ULS şartları Kulhawy ve YSA taşıma gücü analiz yöntemi, SLS şartları Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleri ile irdelenerek deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin

birim fiyat ile ilişkisi Şekil 7.66 ve Şekil 7.67'de verilmiştir. ULS kriterlerinin Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü yöntemleri, SLS kriterlerinin Randolph Wroth ve Kulhawy oturma tahmin yöntemleriyle incelendiği deterministik optimizasyon tasarım maliyetlerinin birim fiyat ile değişimi ise Şekil 7.68 ve Şekil 7.69'da gösterilmiştir.

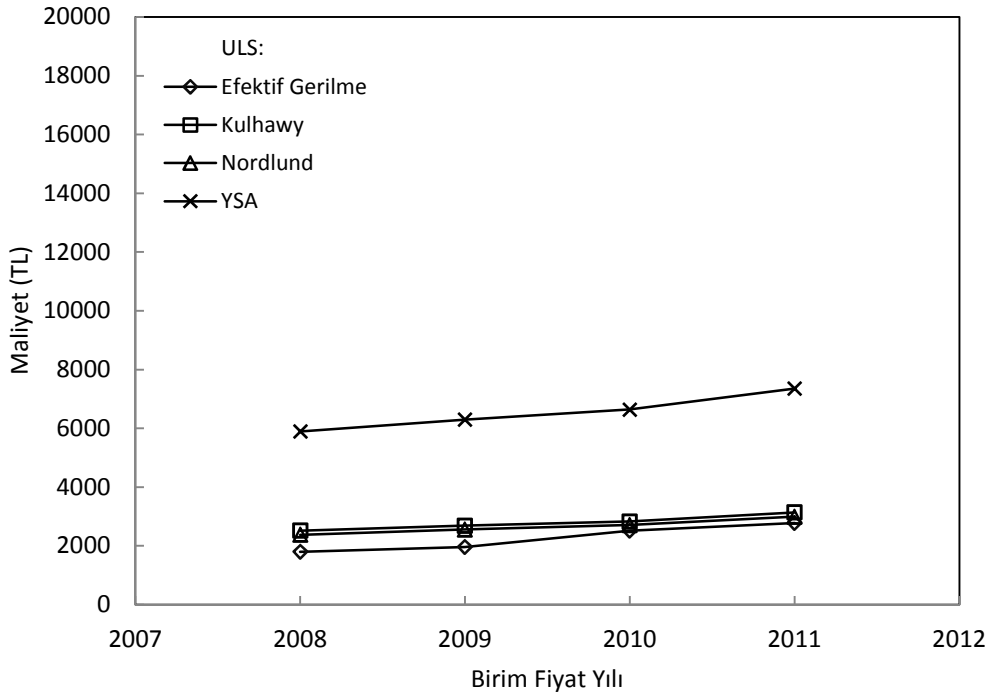
Şekil 7.66, Şekil 7.67, Şekil 7.68 ve Şekil 7.69'a göre birim fiyat yılının 2008 – 2010 yıllları arasındaki değerleri yapım maliyetinde %12 ile %40 arasında, 2010 – 2011 yılları arasındaki değerleri maliyette %10 artışa sebep olmaktadır. Nordlund, YSA ve Kulhawy taşıma gücü yöntemleri için deterministik optimizasyon sonucunda elde edilen temel boyutları birim fiyat yılı değişmesine rağmen aynıdır. Efektif gerilme taşıma gücü yönteminde birim fiyat yılı değişirken optimizasyondan elde edilen temel boyutları da değişmektedir.



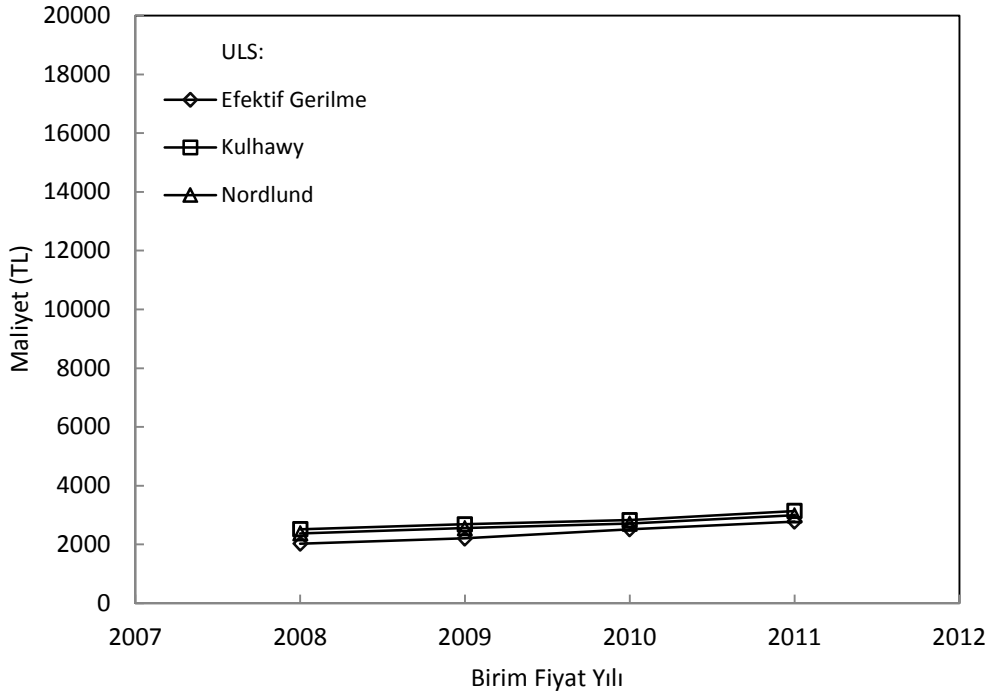

Şekil 7.66. Fore kazık tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.67. Fore kazık tasarımının YSA taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.68. Fore kazık tasarımının Randolph Wroth oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu




Şekil 7.69. Fore kazık tasarımının Kulhawy oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu

## 7.7. Özet

Sığ temellerin ve fore kazıkların deterministik optimizasyona dayalı tasarımı bu bölümde ele alınmıştır. Sığ temel ve fore kazık maliyet miktarlarının hesaplanması için gerekli olan formüller Çizelge 7.1'de, maliyet birim fiyatları ise 2008, 2009, 2010 ve 2011 yılları için Çizelge 7.2'de sunulmuştur. Temel inşaasının maliyet miktarları ve fiyatlarına göre optimizasyon amaç fonksiyonu oluşturulmuştur. MATLAB yazılımında taşıma gücü, oturma analiz yöntemleri ve sınır değer kısıtları altında optimizasyon yapılmıştır.

Sığ temeller için temel derinliği, temel genişliği ve temel boyu; fore kazıklar için ise temel boyu ve temel çapı optimizasyon değişkeni olarak seçilmiştir. Hassasiyet çalışması, tasarımda hangi geoteknik analiz parametresine ne kadar önem verilmesi gerektiğinin bir yol göstericisidir. Deterministik optimizasyonda elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman ve birim fiyat odaklı hassasiyet çalışması yapılmıştır.

Deprem yükleri altında sığ temeller için yatay yükün düşey yüke oranı odaklı optimizasyon işlemi uygulanmıştır. Sığ temellerin basınç yükleri altında Terzaghi, Meyerhof, Hansen, Vesic, Kulhawy ve YSA taşıma gücü ve Mayne Poulos, Peck Bazaraa, Burland Burbidge, Schmertmann ve YSA oturma analiz yöntemlerine göre optimizasyonları yapılarak sonuçları değerlendirilmiştir. Ayrıca sığ temellerin basınç ve deprem kuvvetlerinde Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatlarıyla deterministik optimizasyonları yapılarak temel maliyetleri karşılaştırılmıştır. Fore kazıkların ise basınç yükleri etkisinde Nordlund, efektif gerilme, Kulhawy ve YSA taşıma gücü ve Kulhawy, Randolph Wroth oturma analiz yöntemlerine göre optimizasyonları yapılarak sonuçları değerlendirilmiştir.

Kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin incelenen değerler aralığında deterministik optimizasyonu sonuçlarına göre ULS Kulhawy, SLS Burland Burbidge yöntemleri için tasarımda en etkili olan değişken, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olmayan elastisite modülü, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

Fore kazıkların incelenen değerler aralığında deterministik optimizasyon tasarımı sonuçlarına göre ULS kriterinin Kulhawy, SLS kriterinin Kulhawy yöntemleriyle değerlendirmesinde sığ temel sonuçlarıyla paralel olarak tasarımda en etkili olan değişken, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olmayan elastisite modülü, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

# 8. SIĞ TEMEL VE FORE KAZIKLARIN GÜVENİLİRLİĞE DAYALI TASARIM OPTİMİZASYONU

## 8.1. Giriş

Geleneksel tasarım yöntemlerinde, geoteknik belirsizliklerin tasarım üzerindeki zaafiyetlerinin güvenlik katsayısı kullanılarak karşılanması hedeflenmektedir. Ancak güvenlik katsayısı uygulaması, belirsizliklerin hangi derecede güvenli hale getirildiğinin nicel bir ölçüsünü vermez. Güvenilirliğe dayalı tasarım belirsizlikleri dikkate alır fakat belirsizliklerin bir maliyeti vardır ve güvenilirliğe dayalı tasarım minimum maliyeti garanti etmez. Diğer taraftan tasarımın ULS, SLS ve geometrik kısıtlarının göz önüne alınarak en düşük ekonomik maliyette tasarlanması güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyon işlemini adres göstermektedir. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu bir yapının istenilen güvenilirlik seviyesinde en ekonomik tasarım parametrelerinin seçilmesinden ibarettir.

Bu bölümde kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin basınç ve deprem kuvvetleri etkisinde drenajlı yükleme koşulunda, kohezyonsuz zemindeki fore kazıkların basınç ve çekme kuvvetleri etkisinde drenajlı yükleme koşullarında istenilen güvenilirlik seviyelerinde optimum çözümünün bulunması hedeflenmiştir. Sığ temel ve fore kazıkların maliyet miktarlarının hesaplanmasında Çizelge 7.1; amaç fonksiyonunu oluşturmak için Çizelge 7.3'deki birim fiyatlar kullanılmıştır. Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda sığ temellerin güvenilirliğe dayalı tasarımı (Akbaş, 2007), sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı (6. Bölüm), fore kazıkların basınç kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı (Phoon ve ark., 1995), fore kazıkların çekme kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı (Phoon ve ark., 1995) çalışmalarında bulunan ULS direnç faktörleri kullanılmıştır. Genetik algoritmayla sığ temellerin basınç ve deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yine bu bölümde ele alınmıştır.

## 8.2. Sığ Temellerin Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu

Kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu istenilen güvenilirlik seviyesinde ULS, SLS ve geometrik kısıtları göz önünde bulundurarak, temel genişliği, temel boyu ve temel derinliğinin en düşük maliyeti verecek şekilde bulunmasından ibarettir. Sığ temeller için RBDO çalışmaları, yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (LRFRBDO) ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (GABRO) olmak üzere iki yöntemle ele alınmıştır. LRFRBDO ve GABRO yöntemlerinin amaç fonksiyonu aşağıdaki şekilde ifade edilebilir:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, L, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \tag{8.1}$$

LRFRBDO ve GABRO yöntemlerine göre kısıtlar farklıdır. LRFRBDO için kısıtlar aşağıda tanımlanmıştır:

Kısıtlar:
ULS: $F_{50} \leq \psi_c^{ULS} Q_{cn}$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$
$1\ m \leq B \leq 5\ m, \quad 0 \leq D/B \leq 1, \quad 0 \leq L/B \leq 10,$

Burada $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelen toplam yük, $\psi_c^{ULS}$ = Çizelge 8.1'deki direnç faktörleri, $Q_{cn}$ = nominal net taşıma gücüdür. Görüleceği üzere ULS kısıtı basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarım kullanılmasını gerektirmektedir. Bu kısıt için gerekli olan bilgiler Akbaş (2007) tarafından yapılan kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin ULS kriterine göre güvenilirliğe dayalı tasarım çalışmasından edinilmiştir. Akbaş (2007) çalışmasına göre hedef güvenilirlik indeksi (β) 3.2 için temel genişliği 1 - 5 m, temel derinliğinin temel genişliğine oranı 0 - 1, temel uzunluğunun genişliğine oranı 1 – 10, efektif içsel sürtünme açısı 30 - 45°, efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 - %20, kayma modülü 4 – 30 $MN/m^2$, kayma modülü varyans katsayısı %40 - %80 arasında alarak Çizelge

8.1'deki direnç faktörlerini belirlemiştir. Bu çalışmada Çizelge 8.1'deki direnç faktörleri kullanılmıştır.

Çizelge 8.1. Drenajlı yükleme durumunda sığ temellerin ULS için direnç faktörleri [Akbaş, 2007]

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi'}$ (%) | 50 yıllık kar yükü/ toplam yük | $\Psi_c^{ULS}$ |
|---|---|---|---|
| 30-35 | 5-10 | 0.00-0.25 | 0.47 |
| | 10-15 | 0.00-0.25 | 0.45 |
| | 15-20 | 0.00-0.25 | 0.43 |
| 35-40 | 5-10 | 0.00-0.25 | 0.40 |
| | 10-15 | 0.00-0.25 | 0.38 |
| | 15-20 | 0.00-0.25 | 0.35 |
| 40-45 | 5-10 | 0.00-0.25 | 0.33 |
| | 10-15 | 0.00-0.25 | 0.31 |
| | 15-20 | 0.00-0.25 | 0.29 |

Genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu aşağıdaki kısıtlar altında Eş. 8.1'deki amaç fonksiyonu için stokastik olarak optimizasyon değişkenlerini hesaplamaktadır.

Kısıtlar:

ULS: $Q_{ult}.Temel\ alanı \leq Temel\ yük$ü

SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$

Güvenilirlik: $\beta \geq \beta_{target}$

$1\ m \leq B \leq 5\ m, \quad 0 \leq D/B \leq 1, \quad 0 \leq L/B \leq 10,$

GA yönteminde yukarıda belirtilen ULS, SLS, hedef güvenilirlik ve geometri kısıtların hepsi Eş. 5.106 kullanılarak ceza fonksiyonuna çevrilmiştir. Böylelikle kısıtlı optimizasyon problemi, kısıtsız optimizasyon problemi biçimini almıştır. Yöntemin ceza fonksiyonu ile uyumlu çalıştığının sergilenmesi gerekir. Bunun için GABRO yönteminde amaç fonksiyonu kısıtlı ve kısıtsız halde hesaplattırılarak, ceza fonksiyonuna dönüştürülen kısıtların dikkate alınıp alınmadığı kontrol edilmiştir.

GA probleme tek bir çözüm (D, B, L) üretmek yerine farklı çözümlerden oluşan küme üretir. Böylelikle, arama uzayında aynı anda birçok nokta değerlendirilmekte ve sonuçta bütünsel çözüme ulaşma olasılığı yükselmektedir. Probleme ilk sunulan çözüm kümesinin nihai sonuca yakın olması sistemin performansını olumlu etkilemektedir. Bu sebeple sığ temellerin GA ile RBDO çözümünde D = 1 m, B = 1 m, L = 1 m ilk popülasyon değeri olarak atanmıştır.

GABRO yönteminde popülasyon büyüklüğü ve çocuk sayısı performansı etkileyen diğer parametrelerdendir. Popülasyon büyüklüğü ilk olarak 20 seçilmiştir. Aynı örneğin tekrarlı olarak hesaplattırıldığı deneme çalışmalarında temel derinliği, genişliği ve boyunun aynı değerler vermediği görülmüştür. Deneme yanılma sonucunda popülasyon büyüklüğü artırılarak 100 değerinde karar kılınmıştır. GA'da çocuk sayısıda 100 değerinden başlanarak deneme yanılma yoluyla artırılmıştır. Nihai olarak çocuk sayısında 300 değeri kullanılmıştır. Bu değerlerle GABRO çözümlerinde bir analizin yapılması yaklaşık 15 dakika zaman aldığı tespit edilmiştir.

Sığ temellerin basınç kuvvetleri etkisinde yük, dayanım faktörleri ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması için düşey yük (V) 2500 kN, elastisite modülü ($E_s$) 50 MPa, efektif içsel sürtünme açısı ($\phi$') 35°, izin verilen maksimum deplasman ($\delta_{maks}$) 25 mm, birim hacim ağırlık ($\gamma$) 20 kN/m$^3$ değerleri alınmıştır. Bu değerler temel kabul edilerek sadece hassasiyet çalışması yapılacak parametre değiştirilmiştir. Hassasiyet çalışması için ise Poisson oranı 0.3, kuru birim hacim ağırlık 16 kN/m$^3$ ile 22 kN/m$^3$, zeminin elastise modülü 10 MPa ile 70 MPa, efektif içsel sürtünme açısı 30° ile 45°, geleneksel tasarımında kullanılan güvenlik katsayıları 2.0 ile 4.0, temele etkiyen düşey yük 500 kN ile 2500 kN, efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 - %20 değerleri arasında alınarak hassasiyet çalışmanın olabildiğince geniş aralıkta kuvvetler için uygulanması amaçlanmıştır. ULS kriterindeki taşıma gücünün hesaplanmasında Kulhawy taşıma gücü yöntemi ve SLS kriterinde Burland Burbidge oturma yöntemi kullanılmıştır.

### 8.2.1. Elastisite modülü odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Elastisite modülünün 10 – 70 MPa arasındaki değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (LRFRBDO) sonuçları Çizelge 8.2'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (GABRO) sonuçları Çizelge 8.3'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.1'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.2. Sığ temellerin elastisite modülü odaklı yük ve dayanımkatsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 0.38 | 0.10 | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 0.35 | 0.15 | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 0.35 | 0.20 | 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 0.40 | 0.05 | 20000 | 1.65 | 2.09 | 2.09 | 713 |
| 0.38 | 0.10 | 20000 | 1.76 | 2.09 | 2.09 | 716 |
| 0.35 | 0.15 | 20000 | 1.94 | 2.09 | 2.09 | 721 |
| 0.35 | 0.20 | 20000 | 1.94 | 2.09 | 2.09 | 721 |
| 0.40 | 0.05 | 30000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 30000 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 30000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 30000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 40000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 40000 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 40000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 50000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 50000 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 50000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 50000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 60000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 60000 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 60000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 60000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 70000 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 70000 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |

Çizelge 8.2. (Devam) Sığ temellerin elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

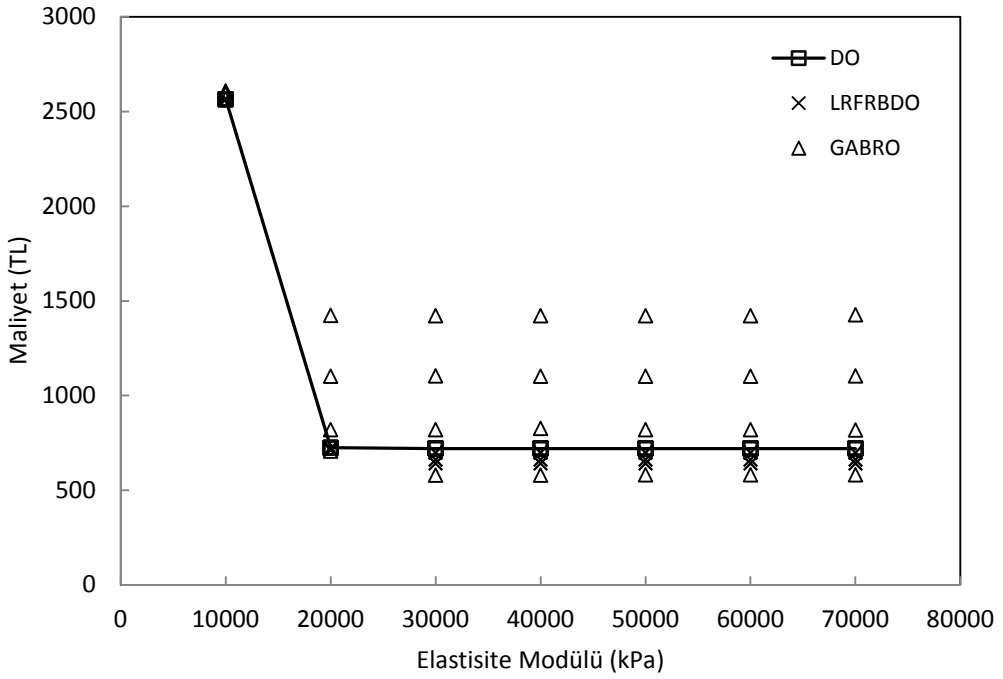
| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.35 | 0.15 | 70000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 70000 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.3. Sığ temellerin elastisite modülü odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $COV_\phi$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.05 | 10000 | 3.49 | 3.96 | 3.97 | 2594 |
| 0.10 | 10000 | 3.06 | 3.19 | 5.09 | 2609 |
| 0.15 | 10000 | 3.55 | 3.55 | 4.43 | 2602 |
| 0.20 | 10000 | 3.88 | 3.88 | 3.92 | 2568 |
| 0.05 | 20000 | 1.60 | 1.66 | 2.62 | 707 |
| 0.10 | 20000 | 2.21 | 2.21 | 2.23 | 821 |
| 0.15 | 20000 | 2.57 | 2.58 | 2.58 | 1104 |
| 0.20 | 20000 | 2.92 | 2.93 | 2.93 | 1424 |
| 0.05 | 30000 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 30000 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 820 |
| 0.15 | 30000 | 2.57 | 2.58 | 2.58 | 1104 |
| 0.20 | 30000 | 2.92 | 2.93 | 2.93 | 1423 |
| 0.05 | 40000 | 1.85 | 1.85 | 1.85 | 581 |
| 0.10 | 40000 | 2.20 | 2.20 | 2.26 | 828 |
| 0.15 | 40000 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 0.20 | 40000 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 50000 | 1.85 | 1.86 | 1.86 | 582 |
| 0.10 | 50000 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 820 |
| 0.15 | 50000 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 50000 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 60000 | 1.85 | 1.86 | 1.86 | 582 |
| 0.10 | 60000 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 820 |
| 0.15 | 60000 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 0.20 | 60000 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1423 |
| 0.05 | 70000 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 582 |
| 0.10 | 70000 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 0.15 | 70000 | 2.57 | 2.58 | 2.58 | 1104 |
| 0.20 | 70000 | 2.92 | 2.92 | 2.94 | 1427 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.1. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.2'ye göre elastisite modülünün 20 MPa'dan düşük değerleri yapım maliyetini hem deterministik optimizasyon, hem de yük, dayanım katsayıları ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için artıran bir unsurdur. Efektif içsel sürtünme açısının varyans katsayısının %5'den %20'ye yükselmesi LRFRBDO $E_s \geq 30$ MPa için maliyeti %9 (641 TL, 698 TL), GABRO için maliyeti %145 (581 TL, 1423 TL) artırmıştır. Şekil 8.1'de güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyon yönteminden elde edilen maliyetler, GABRO yöntemiyle $COV_\phi$ = %5 değerinde elde edilen maliyetlerden %24 büyük fakat $COV_\phi$ = %5 - %20 aralığındaki maliyetlerden %12 - %49 küçüktür. LRFRBDO ile DO yöntemlerinin verdiği maliyetler ise hemen hemen birbirine eşittir.

### 8.2.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Efektif içsel sürtünme açısının 30 – 45° arasındaki değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları

Çizelge 8.4'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.5'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.2'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.4. Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.47 | 0.05 | 30 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 888 |
| 0.45 | 0.10 | 30 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 913 |
| 0.43 | 0.15 | 30 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |
| 0.43 | 0.20 | 30 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 941 |
| 0.47 | 0.05 | 31 | 2.21 | 2.21 | 2.21 | 816 |
| 0.45 | 0.10 | 31 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 840 |
| 0.43 | 0.15 | 31 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 865 |
| 0.43 | 0.20 | 31 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 865 |
| 0.47 | 0.05 | 32 | 2.12 | 2.12 | 2.12 | 750 |
| 0.45 | 0.10 | 32 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 771 |
| 0.43 | 0.15 | 32 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 794 |
| 0.43 | 0.20 | 32 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 794 |
| 0.47 | 0.05 | 33 | 2.03 | 2.03 | 2.03 | 688 |
| 0.45 | 0.10 | 33 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| 0.43 | 0.15 | 33 | 2.09 | 2.09 | 2.09 | 729 |
| 0.43 | 0.20 | 33 | 2.09 | 2.09 | 2.09 | 729 |
| 0.47 | 0.05 | 34 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 631 |
| 0.45 | 0.10 | 34 | 1.97 | 1.97 | 1.97 | 649 |
| 0.43 | 0.15 | 34 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 668 |
| 0.43 | 0.20 | 34 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 668 |
| 0.40 | 0.05 | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 35 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 35 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 35 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 586 |
| 0.38 | 0.10 | 36 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 606 |
| 0.35 | 0.15 | 36 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 638 |
| 0.35 | 0.20 | 36 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 638 |
| 0.40 | 0.05 | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 536 |
| 0.38 | 0.10 | 37 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 553 |
| 0.35 | 0.15 | 37 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 583 |
| 0.35 | 0.20 | 37 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 583 |

Çizelge 8.4. (Devam) Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 38 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 489 |
| 0.38 | 0.10 | 38 | 1.72 | 1.72 | 1.72 | 505 |
| 0.35 | 0.15 | 38 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 532 |
| 0.35 | 0.20 | 38 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 532 |
| 0.40 | 0.05 | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 446 |
| 0.38 | 0.10 | 39 | 1.64 | 1.64 | 1.64 | 460 |
| 0.35 | 0.15 | 39 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 484 |
| 0.35 | 0.20 | 39 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 484 |
| 0.33 | 0.05 | 40 | 1.63 | 1.63 | 1.63 | 457 |
| 0.31 | 0.10 | 40 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 475 |
| 0.29 | 0.15 | 40 | 1.70 | 1.70 | 1.70 | 495 |
| 0.29 | 0.20 | 40 | 1.70 | 1.70 | 1.70 | 495 |
| 0.33 | 0.05 | 41 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 415 |
| 0.31 | 0.10 | 41 | 1.58 | 1.58 | 1.58 | 431 |
| 0.29 | 0.15 | 41 | 1.62 | 1.62 | 1.62 | 450 |
| 0.29 | 0.20 | 41 | 1.62 | 1.62 | 1.62 | 450 |
| 0.33 | 0.05 | 42 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 376 |
| 0.31 | 0.10 | 42 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 391 |
| 0.29 | 0.15 | 42 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 407 |
| 0.29 | 0.20 | 42 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 407 |
| 0.33 | 0.05 | 43 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 340 |
| 0.31 | 0.10 | 43 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 354 |
| 0.29 | 0.15 | 43 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 368 |
| 0.29 | 0.20 | 43 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 368 |
| 0.33 | 0.05 | 44 | 1.32 | 1.32 | 1.32 | 308 |
| 0.31 | 0.10 | 44 | 1.34 | 1.34 | 1.34 | 319 |
| 0.29 | 0.15 | 44 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 332 |
| 0.29 | 0.20 | 44 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 332 |
| 0.33 | 0.05 | 45 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 277 |
| 0.31 | 0.10 | 45 | 1.27 | 1.27 | 1.27 | 288 |
| 0.29 | 0.15 | 45 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 300 |
| 0.29 | 0.20 | 45 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 300 |

Not: V= 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: BB yöntemi

Çizelge 8.5. Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.05 | 30 | 2.22 | 2.22 | 2.23 | 824 |

Çizelge 8.5. (Devam) Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.10 | 30 | 2.57 | 2.57 | 2.57 | 1095 |
| 0.15 | 30 | 2.91 | 2.91 | 2.91 | 1409 |
| 0.20 | 30 | 3.25 | 3.25 | 3.25 | 1756 |
| 0.05 | 31 | 2.12 | 2.16 | 2.16 | 775 |
| 0.10 | 31 | 2.49 | 2.50 | 2.50 | 1034 |
| 0.15 | 31 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 1341 |
| 0.20 | 31 | 3.16 | 3.18 | 3.19 | 1690 |
| 0.05 | 32 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.10 | 32 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 975 |
| 0.15 | 32 | 2.77 | 2.77 | 2.77 | 1277 |
| 0.20 | 32 | 3.11 | 3.11 | 3.11 | 1613 |
| 0.05 | 33 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 668 |
| 0.10 | 33 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 920 |
| 0.15 | 33 | 2.70 | 2.71 | 2.71 | 1218 |
| 0.20 | 33 | 3.05 | 3.05 | 3.05 | 1547 |
| 0.05 | 34 | 1.92 | 1.92 | 1.93 | 623 |
| 0.10 | 34 | 2.28 | 2.28 | 2.29 | 869 |
| 0.15 | 34 | 2.64 | 2.64 | 2.65 | 1159 |
| 0.20 | 34 | 2.98 | 2.99 | 2.99 | 1484 |
| 0.05 | 35 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 35 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 0.15 | 35 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 35 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 36 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 541 |
| 0.10 | 36 | 2.15 | 2.15 | 2.16 | 774 |
| 0.15 | 36 | 2.51 | 2.52 | 2.52 | 1050 |
| 0.20 | 36 | 2.87 | 2.87 | 2.87 | 1365 |
| 0.05 | 37 | 1.72 | 1.72 | 1.72 | 505 |
| 0.10 | 37 | 2.08 | 2.09 | 2.10 | 731 |
| 0.15 | 37 | 2.45 | 2.45 | 2.45 | 1000 |
| 0.20 | 37 | 2.81 | 2.81 | 2.81 | 1308 |
| 0.05 | 38 | 1.65 | 1.66 | 1.66 | 470 |
| 0.10 | 38 | 2.02 | 2.03 | 2.03 | 688 |
| 0.15 | 38 | 2.39 | 2.39 | 2.40 | 953 |
| 0.20 | 38 | 2.75 | 2.75 | 2.75 | 1256 |
| 0.05 | 39 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 437 |
| 0.10 | 39 | 1.96 | 1.96 | 1.97 | 650 |
| 0.15 | 39 | 2.33 | 2.33 | 2.34 | 908 |
| 0.20 | 39 | 2.69 | 2.69 | 2.70 | 1204 |
| 0.05 | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 407 |

Çizelge 8.5. (Devam) Sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

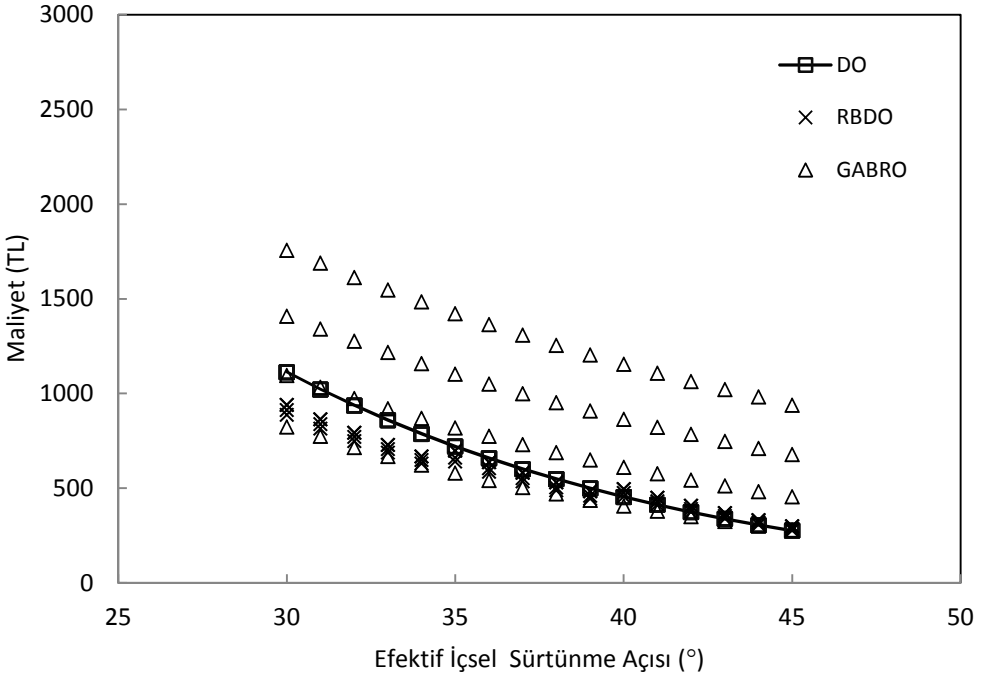
| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.10 | 40 | 1.91 | 1.91 | 1.91 | 611 |
| 0.15 | 40 | 2.27 | 2.28 | 2.28 | 864 |
| 0.20 | 40 | 2.64 | 2.64 | 2.64 | 1156 |
| 0.05 | 41 | 1.47 | 1.47 | 1.48 | 379 |
| 0.10 | 41 | 1.84 | 1.85 | 1.85 | 577 |
| 0.15 | 41 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 822 |
| 0.20 | 41 | 2.58 | 2.59 | 2.59 | 1109 |
| 0.05 | 42 | 1.41 | 1.42 | 1.42 | 351 |
| 0.10 | 42 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.15 | 42 | 2.16 | 2.16 | 2.18 | 785 |
| 0.20 | 42 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 1063 |
| 0.05 | 43 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.10 | 43 | 1.73 | 1.73 | 1.74 | 513 |
| 0.15 | 43 | 2.10 | 2.11 | 2.13 | 748 |
| 0.20 | 43 | 2.47 | 2.48 | 2.48 | 1021 |
| 0.05 | 44 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 302 |
| 0.10 | 44 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 482 |
| 0.15 | 44 | 2.05 | 2.06 | 2.07 | 711 |
| 0.20 | 44 | 2.43 | 2.43 | 2.44 | 982 |
| 0.05 | 45 | 1.25 | 1.25 | 1.25 | 280 |
| 0.10 | 45 | 1.62 | 1.63 | 1.63 | 455 |
| 0.15 | 45 | 2.00 | 2.00 | 2.02 | 678 |
| 0.20 | 45 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 940 |

Not: V= 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Efektif içsel sürtünme açısı sabit iken varyans katsayısının %5 ile %20 arasındaki değeri temelin maliyetinde LRFRBDO için %6 ile %9, GABRO için %25 ile %62 arasında değişen artışa sebep olmaktadır. Düşük içsel sürtünme açısı değerlerinde COVϕ değişiminin maliyet üzerindeki etkisi, yüksek içsel sürtünme açısındakilere göre daha fazladır. Efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısının artması bütün durumlarda temel maliyetini artırmaktadır.

En büyük temel boyutları $\phi$' = 30° ve $COV_\phi$ = % 20 değerlerinde LRFRBDO yaklaşımında D = B = L = 2.38 m, GABRO yaklaşımında D = B = L = 3.25 m olarak saptanmıştır. Çizelge 8.4 ve Çizelge 8.5'de güvenilirliğe dayalı tasarım

optimizasyona göre belirlenen tüm temel geometrileri karedir ve temel derinlikleri temel genişliğine bütün durumlar için yaklaşık eşittir. Efektif içsel sürtünme açısının artan değerleri deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında doğrusal olmayan şekilde yapım maliyetini azaltmaktadır.




Şekil 8.2. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması

Efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün Eş. 2.18'deki korelasyonu göz önüne alınarak sığ temellerin yük ve dayanım katsayıları, genetik algoritma yöntemleriyle güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Buna göre efektif içsel sürtünme açısının 35° - 45° arasında değişen değerleriyle korele olan elastisite modülü değerleri kullanılarak yük ve dayanım katsayılarıyla RBDO sonuçları Çizelge 8.6'da, genetik algoritmayla RBDO hesaplamaları Çizelge 8.7 ve maliyet karşılaştırmaları Şekil 8.3 ve Şekil 8.4'de verilmiştir.

Çizelge 8.6. Sığ temellerin elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.38 | 0.10 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.35 | 0.15 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.35 | 0.20 | 35 | 20998 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.40 | 0.05 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.38 | 0.10 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.35 | 0.15 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.35 | 0.20 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.40 | 0.05 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.38 | 0.10 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.35 | 0.15 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.35 | 0.20 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.40 | 0.05 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.38 | 0.10 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.35 | 0.15 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.35 | 0.20 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.40 | 0.05 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.38 | 0.10 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.35 | 0.15 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.35 | 0.20 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.33 | 0.05 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.31 | 0.10 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.29 | 0.15 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.29 | 0.20 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.33 | 0.05 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.31 | 0.10 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.29 | 0.15 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.29 | 0.20 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.33 | 0.05 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.31 | 0.10 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.29 | 0.15 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.29 | 0.20 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.33 | 0.05 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.31 | 0.10 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.29 | 0.15 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.29 | 0.20 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.33 | 0.05 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.31 | 0.10 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.29 | 0.15 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |

Çizelge 8.6. (Devam) Sığ temellerin elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.29 | 0.20 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.33 | 0.05 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.31 | 0.10 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.29 | 0.15 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.29 | 0.20 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |

Not: V= 2500 kN, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.7. Sığ temellerin elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

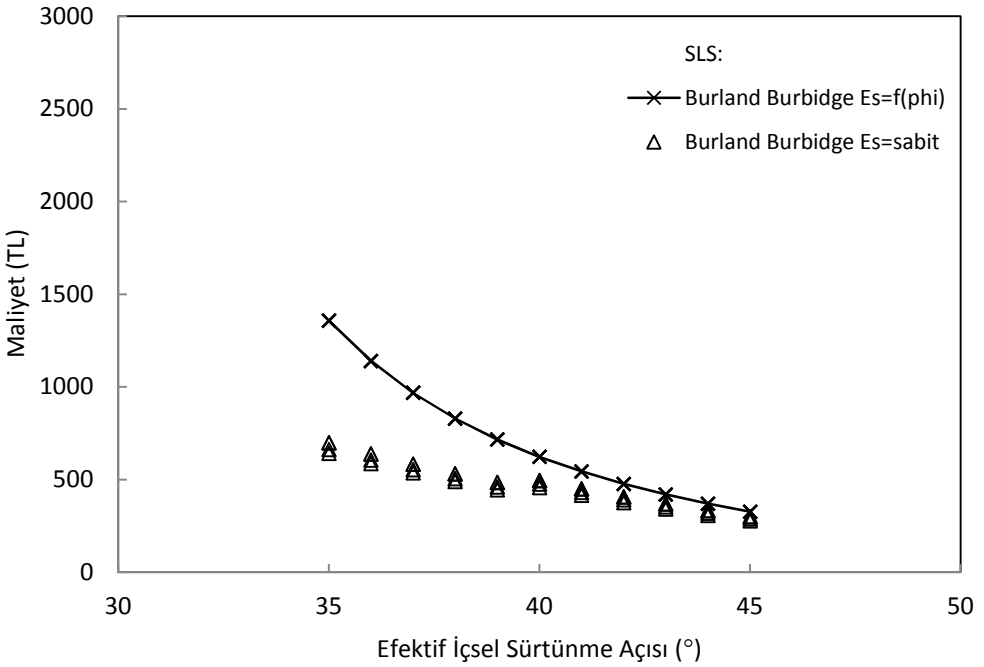
| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.05 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.10 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.15 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.20 | 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 0.05 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.10 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.15 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.20 | 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 0.05 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.10 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.15 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.20 | 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 0.05 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.10 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.15 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.20 | 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.05 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.10 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.15 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.20 | 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 0.05 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.10 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.15 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.20 | 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 0.05 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.10 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |

Çizelge 8.7. (Devam) Sığ temellerin elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

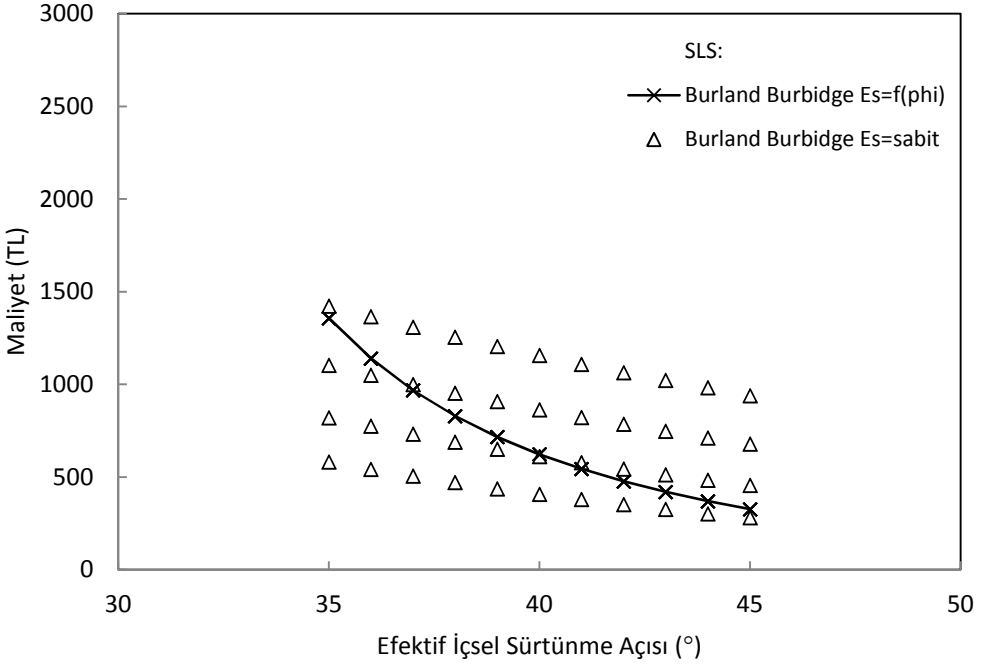
| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.15 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.20 | 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 0.05 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.10 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.15 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.20 | 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 0.05 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.10 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.15 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.20 | 43 | 37300 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 0.05 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.10 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.15 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.20 | 44 | 39822 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 0.05 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.10 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.15 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |
| 0.20 | 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |

Not: V= 2500 kN, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Şekil 8.3'e göre yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $\phi$' = 35° değeri için elastisite modülünün sabit alındığı analizler, efektif içsel sürtünme açısıyla elastisite modülünün korele olduğu analizlere göre %53 (1358 TL, 641 TL), $\phi$' = 45° değeri için ise %8 (326 TL, 300 TL) daha küçüktür. İncelenen içsel sürtünme açısı değerleri için, $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun göz önünde bulundurulduğu tasarımlar, korelasyon olmayan tasarımlara göre daha fazla maliyet ortaya çıkmaktadır. Efektif içsel sürtünme açısı değerleri sabit, varyans katsayısı değişirken, $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olduğu analizler aynı maliyeti vermektedir.




Şekil 8.3. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması




Şekil 8.4. Sığ temel tasarımının Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması

Şekil 8.4'e göre genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $E_s$ - $\phi$' korelasyonu olmayan analizlerde efektif içsel sürtünme açısının varyans katsayısının değişmesi maliyeti etkilerken, $E_s$ - $\phi$' korelasyonu olan analizlerde $COV_\phi$ değişimi maliyeti etkilememektedir. Çünkü tasarım SLS kriterine göre yapılmıştır. Ayrıca $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun verdiği RBDO maliyetleri, elastisite modülünün sabit alındığı tasarımların verdiği maliyet değerleri arasında kalmaktadır.

### 8.2.3. Düşey yük odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Düşey yükün 500 - 2500 kN arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.8'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.9'da sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.5'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.8. Sığ temellerin düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 500 | 1.14 | 1.14 | 1.14 | 239 |
| 0.38 | 0.10 | 500 | 1.16 | 1.16 | 1.16 | 246 |
| 0.35 | 0.15 | 500 | 1.19 | 1.19 | 1.19 | 258 |
| 0.35 | 0.20 | 500 | 1.19 | 1.19 | 1.19 | 258 |
| 0.40 | 0.05 | 1000 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| 0.38 | 0.10 | 1000 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 373 |
| 0.35 | 0.15 | 1000 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 393 |
| 0.35 | 0.20 | 1000 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 393 |
| 0.40 | 0.05 | 1500 | 1.65 | 1.65 | 1.65 | 464 |
| 0.38 | 0.10 | 1500 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 480 |
| 0.35 | 0.15 | 1500 | 1.72 | 1.72 | 1.72 | 505 |
| 0.35 | 0.20 | 1500 | 1.72 | 1.72 | 1.72 | 505 |
| 0.40 | 0.05 | 2000 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 556 |
| 0.38 | 0.10 | 2000 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 575 |
| 0.35 | 0.15 | 2000 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 605 |
| 0.35 | 0.20 | 2000 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 605 |
| 0.40 | 0.05 | 2500 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |

Çizelge 8.8. (Devam) Sığ temellerin düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.38 | 0.10 | 2500 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 2500 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 2500 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |

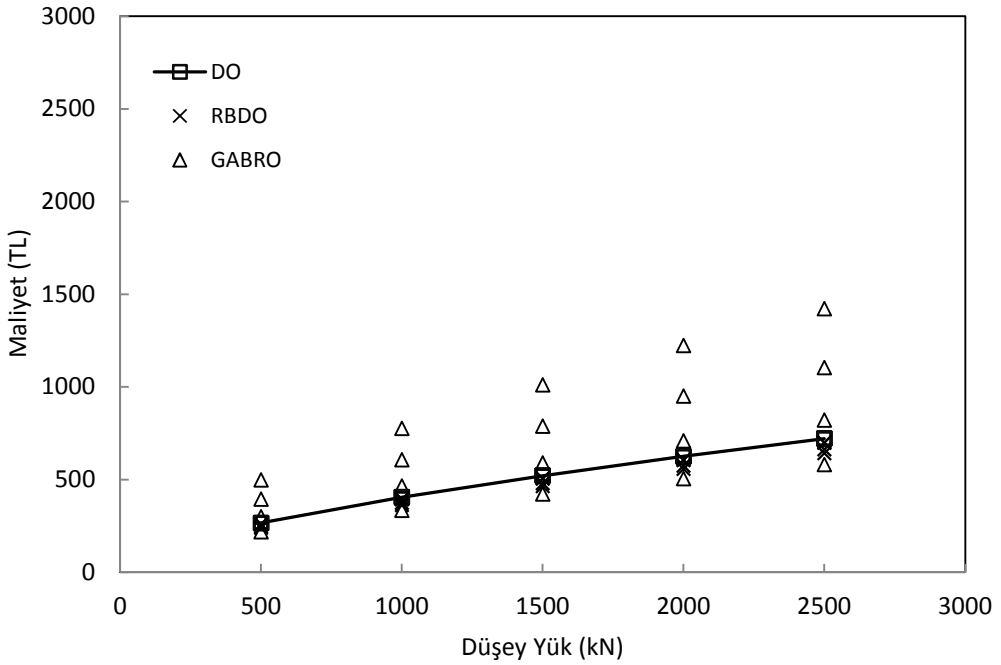
Not: $E_s$ = 50 MPa, $\phi'$ = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.9. Sığ temellerin düşey yük odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| V (kN) | $COV_\phi$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 500 | 0.05 | 1.08 | 1.08 | 1.09 | 218 |
| 500 | 0.10 | 1.29 | 1.30 | 1.30 | 300 |
| 500 | 0.15 | 1.50 | 1.51 | 1.51 | 395 |
| 500 | 0.20 | 1.71 | 1.71 | 1.71 | 499 |
| 1000 | 0.05 | 1.35 | 1.35 | 1.41 | 335 |
| 1000 | 0.10 | 1.61 | 1.61 | 1.69 | 466 |
| 1000 | 0.15 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 608 |
| 1000 | 0.20 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 776 |
| 1500 | 0.05 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 422 |
| 1500 | 0.10 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 590 |
| 1500 | 0.15 | 2.17 | 2.17 | 2.18 | 789 |
| 1500 | 0.20 | 2.47 | 2.47 | 2.47 | 1011 |
| 2000 | 0.05 | 1.72 | 1.72 | 1.73 | 506 |
| 2000 | 0.10 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 709 |
| 2000 | 0.15 | 2.39 | 2.39 | 2.39 | 951 |
| 2000 | 0.20 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1224 |
| 2500 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 582 |
| 2500 | 0.10 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 2500 | 0.15 | 2.57 | 2.58 | 2.58 | 1104 |
| 2500 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |

Not: $E_s$ = 50 MPa, $\phi'$ = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.8, Çizelge 8.9 ve Şekil 8.5 düşey yükün artmasıyla deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonucunda bulunan maliyet değerlerinin yaklaşık eğrisel şekilde arttığını göstermektedir.




Şekil 8.5. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.8 ve Çizelge 8.9'da gerek yük ve dayanım katsayıları, gerekse genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyona göre belirlenen tüm temel geometrileri karedir ve temel derinlikleri temel genişliğine bütün durumlar için eşittir. V = 500 kN değerinde deterministik optimizasyon sonucuna göre maliyet 266 TL; COVϕ = %10 değerinde LRFRBDO'nda 246 TL, GABRO'da 300 TL iken; V = 2500 kN için deterministik optimizasyonda maliyet artışı %170 (720 TL), LRFRBDO'da %184 (698 TL), GABRO'da % 173 (821 TL) olarak saptanmıştır. V = 500 kN, COVϕ %5'den %20'ye çıkması durumunda maliyet LRFRBDO'da %8 (239 TL, 258 TL), GABRO'da %129 (218 TL, 499 TL) artarken V= 2500 değerinde maliyet LRFRBDO'da %9 (641 TL, 698 TL), GABRO'da %144 (582 TL, 1422 TL) yükselmiştir. Bu durum yüksek düşey yük değerlerinde, düşük düşey yük değerlerine göre bilinmezliklerin maliyetinin daha yüksek olduğunu göstermektedir. Ayrıca COVϕ'nin artması, GABRO analizlerinde, LRFRBDO analizlerine göre maliyeti daha fazla artırmaktadır. Şekil 8.5'de güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyon yönteminden elde edilen maliyetler, GABRO yöntemiyle $COV_{\phi}$ = %5 değerinde elde edilen maliyetlerden %21 - %23 büyük fakat $COV_{\phi}$ = %5 - %20

aralığındaki maliyetlerden %11 - %50 küçüktür. LRFRBDO ile DO yöntemlerinin verdiği maliyetler ise hemen hemen birbirine eşittir.

### 8.2.4. Birim hacim ağırlık odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Birim hacim ağırlığın 16 - 22 kN/m$^3$ arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.10'da, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.11'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.6'da gösterilmiştir.

Çizelge 8.10. Sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 16 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 884 |
| 0.38 | 0.10 | 16 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 915 |
| 0.35 | 0.15 | 16 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 965 |
| 0.35 | 0.20 | 16 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 965 |
| 0.40 | 0.05 | 17 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 802 |
| 0.38 | 0.10 | 17 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 0.35 | 0.15 | 17 | 2.29 | 2.29 | 2.29 | 875 |
| 0.35 | 0.20 | 17 | 2.29 | 2.29 | 2.29 | 875 |
| 0.40 | 0.05 | 18 | 2.10 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| 0.38 | 0.10 | 18 | 2.14 | 2.14 | 2.14 | 762 |
| 0.35 | 0.15 | 18 | 2.20 | 2.20 | 2.20 | 804 |
| 0.35 | 0.20 | 18 | 2.20 | 2.20 | 2.20 | 804 |
| 0.40 | 0.05 | 19 | 2.02 | 2.02 | 2.02 | 685 |
| 0.38 | 0.10 | 19 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| 0.35 | 0.15 | 19 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 0.35 | 0.20 | 19 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 0.40 | 0.05 | 20 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 20 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 20 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 20 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 21 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 604 |
| 0.38 | 0.10 | 21 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 624 |
| 0.35 | 0.15 | 21 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 658 |

Çizelge 8.10. (Devam) Sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

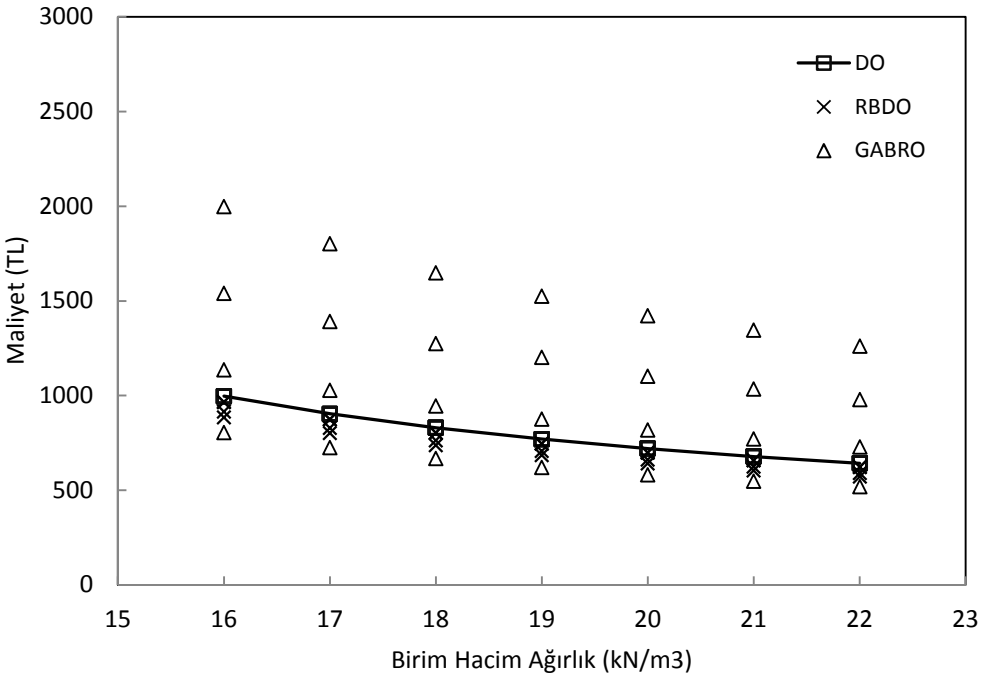
| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.35 | 0.20 | 21 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 658 |
| 0.40 | 0.05 | 22 | 1.84 | 1.84 | 1.84 | 572 |
| 0.38 | 0.10 | 22 | 1.87 | 1.87 | 1.87 | 591 |
| 0.35 | 0.15 | 22 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 623 |
| 0.35 | 0.20 | 22 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 623 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi$' = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.11. Sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $COV_\phi$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.05 | 16 | 2.18 | 2.18 | 2.22 | 805 |
| 0.10 | 16 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1137 |
| 0.15 | 16 | 3.04 | 3.04 | 3.05 | 1540 |
| 0.20 | 16 | 3.45 | 3.46 | 3.46 | 1999 |
| 0.05 | 17 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 726 |
| 0.10 | 17 | 2.49 | 2.49 | 2.49 | 1029 |
| 0.15 | 17 | 2.89 | 2.89 | 2.90 | 1392 |
| 0.20 | 17 | 3.29 | 3.29 | 3.29 | 1803 |
| 0.05 | 18 | 1.99 | 1.99 | 2.00 | 668 |
| 0.10 | 18 | 2.38 | 2.39 | 2.39 | 946 |
| 0.15 | 18 | 2.77 | 2.77 | 2.78 | 1276 |
| 0.20 | 18 | 3.15 | 3.15 | 3.15 | 1649 |
| 0.05 | 19 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| 0.10 | 19 | 2.29 | 2.29 | 2.30 | 876 |
| 0.15 | 19 | 2.60 | 2.70 | 2.71 | 1203 |
| 0.05 | 20 | 1.85 | 1.86 | 1.86 | 582 |
| 0.10 | 20 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 0.15 | 20 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 0.20 | 20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 21 | 1.80 | 1.80 | 1.80 | 548 |
| 0.10 | 21 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 771 |
| 0.15 | 21 | 2.50 | 2.50 | 2.50 | 1036 |
| 0.20 | 21 | 2.82 | 2.82 | 2.88 | 1347 |
| 0.05 | 22 | 1.75 | 1.75 | 1.75 | 520 |
| 0.10 | 22 | 2.09 | 2.09 | 2.09 | 729 |
| 0.15 | 22 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 980 |
| 0.20 | 22 | 2.76 | 2.76 | 2.76 | 1261 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi$' = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: BB




Şekil 8.6. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması

Birim hacim ağırlık sabit iken varyans katsayısının %5'den %20'e çıkması temelin maliyetinde LRFRBDO'da %3 - %5 arasında, GABRO'da %30 - %41 arasında artışa sebep olmaktadır. En büyük temel boyutları $\gamma$ = 16 kN/m$^3$ ve COV$_\phi$ = % 20 değerlerinde LRFRBDO'da D = B = L = 2.41 m maliyet 965 TL, GABRO'da D = B = L = 3.45 m maliyet 1999 TL, en küçük temel boyutları $\gamma$ = 22 kN/m$^3$ ve COV$_\phi$ = % 5 değerlerinde LRFRBDO'da D = B = L = 1.92 m maliyet 623 TL, GABRO'da D = B = L = 1.75 m maliyet 520 TL olarak saptanmıştır. Çizelge 8.10 ve Çizelge 8.11'de güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyona göre belirlenen tüm temel geometrileri karedir ve temel derinlikleri temel genişliğine bütün durumlar için eşittir. Deterministik optimizasyonda birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$'den 22 kN/m$^3$'e artması, yapım maliyetinde %36'lık (997 TL, 642 TL) azalışa neden olurken; COV$\phi$ = %20 için LRFRBDO'da %35'lik (965 TL, 623 TL), GABRO'da %37'lik (1999 TL, 1261 TL) bir azalışa neden olmuştur. Birim hacim ağırlığın artan değerleri deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında eğrisel şekilde yapım maliyetini azaltmaktadır. Şekil 8.6'da güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyon yönteminden elde edilen maliyetler, GABRO yöntemiyle

$COV_\phi$ = %5 değerinde elde edilen maliyetlerden %22 - %24 büyük fakat $COV_\phi$ = %5 - %20 aralığındaki maliyetlerden %12 - %50 küçüktür. LRFRBDO ile DO yöntemlerinin verdiği maliyetler ise hemen hemen birbirine eşittir.

### 8.2.5. Güvenlik katsayısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Güvenlik katsayısının 2.0 – 4.0 arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.12'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.13'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.7'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.12. Sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 2.0 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 2.0 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 2.0 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 2.0 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 2.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 2.5 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 2.5 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 2.5 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 3.0 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 3.0 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 3.0 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 3.0 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 3.5 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 3.5 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 3.5 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 3.5 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 4.0 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 4.0 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 4.0 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 4.0 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |

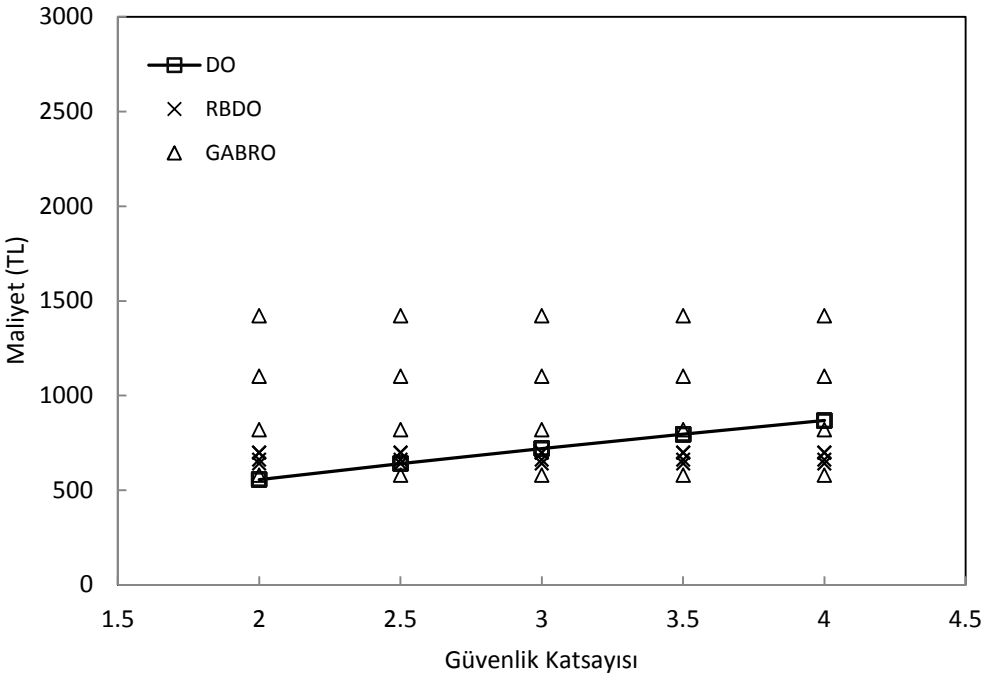
Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi$' = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.13. Sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $COV_\phi$ | FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.05 | 2.0 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 2.0 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 0.15 | 2.0 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 2.0 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 2.5 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 2.5 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 0.15 | 2.5 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 2.5 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 3.0 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 3.0 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 0.15 | 3.0 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 3.0 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 3.5 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 3.5 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 0.15 | 3.5 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 3.5 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 0.05 | 4.0 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 0.10 | 4.0 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 0.15 | 4.0 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 0.20 | 4.0 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi$' = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu güvenlik katsayısına bağlı olmadığından sadece içsel sürtünme açısı varyans katsayısına göre farklı değerler aldığı Şekil 8.7'de görülmektedir. COV$\phi$ = %5'den %20'ye çıkması LRFRBDO yaklaşımı için maliyeti %9 (641 TL, 698 TL), GABRO yaklaşımı için %144 (581 TL, 1422 TL) artırmaktadır. Güvenlik katsayısı deterministik optimizasyonda temel maliyetinin lineer artmasına sebep olurken, güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında herhangi bir artırşa sebep olmamaktadır. Şekil 8.7'de güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyon yönteminden elde edilen maliyetler, GABRO yöntemiyle $COV_\phi$ = %5 - %15 değerinde elde edilen maliyetlerden büyük fakat $COV_\phi$ = %15 - %20 aralığındaki maliyetlerden küçüktür. LRFRBDO ile DO yöntemlerinin verdiği maliyetler ise hemen hemen birbirine eşittir.




Şekil 8.7. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması

### 8.2.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

İzin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.14'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.15'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.8'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.14. Sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\gamma_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 15 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 15 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 15 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |

Çizelge 8.14. (Devam) Sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\gamma_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.35 | 0.20 | 15 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 25 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 25 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 25 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 25 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 35 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 35 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 35 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 45 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 45 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 45 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 45 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 55 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 55 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 55 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 55 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 65 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 65 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 65 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 65 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.40 | 0.05 | 75 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 75 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 75 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 75 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi'$ = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.15. Sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

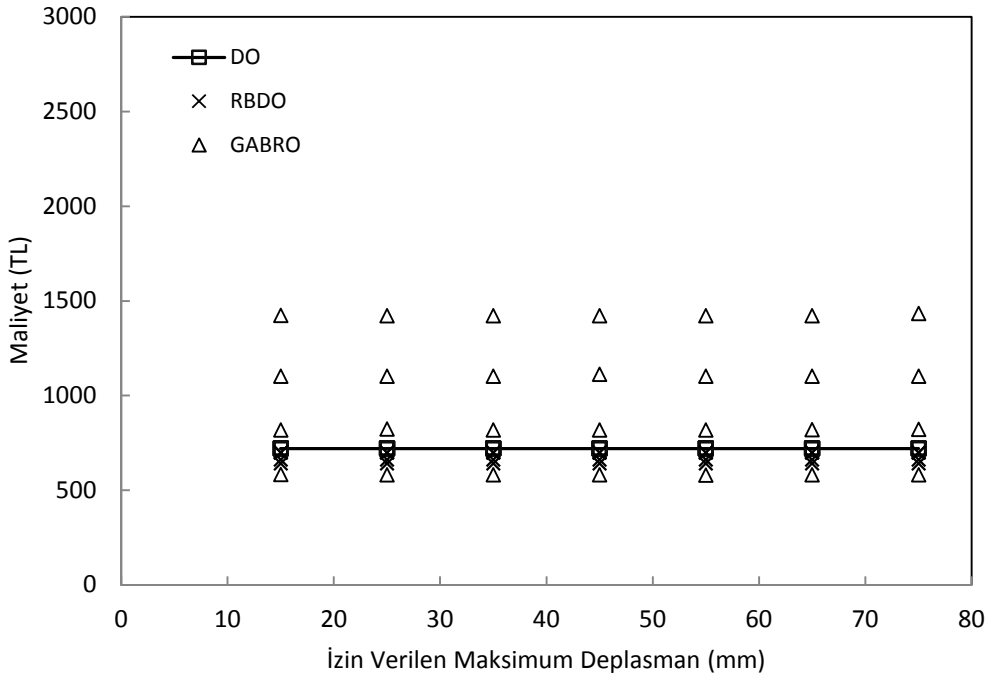
| $\gamma_{maks}$ (mm) | $COV_\phi$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 15 | 0.05 | 1.84 | 1.86 | 1.86 | 584 |
| 15 | 0.10 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 15 | 0.15 | 2.57 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 15 | 0.20 | 2.92 | 2.93 | 2.93 | 1423 |
| 25 | 0.05 | 1.85 | 1.86 | 1.86 | 582 |
| 25 | 0.10 | 2.20 | 2.22 | 2.23 | 823 |
| 25 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 25 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |

Çizelge 8.15. (Devam) Sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\gamma_{maks}$ (mm) | $COV_\phi$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 35 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 582 |
| 35 | 0.10 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 35 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 35 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 45 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 582 |
| 45 | 0.10 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 45 | 0.15 | 2.55 | 2.59 | 2.60 | 1112 |
| 45 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1423 |
| 55 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.85 | 581 |
| 55 | 0.10 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 819 |
| 55 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 55 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1423 |
| 65 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 581 |
| 65 | 0.10 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 820 |
| 65 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 65 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |
| 75 | 0.05 | 1.85 | 1.86 | 1.86 | 582 |
| 75 | 0.10 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 75 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1103 |
| 75 | 0.20 | 2.91 | 2.91 | 2.98 | 1435 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi$' = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: BB

Çizelge 8.14 ve Çizelge 8.15'de güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyona göre belirlenen tüm temel geometrileri hemen hemen karedir ve temel derinlikleri temel genişliğine bütün durumlar için eşittir. İzin verilen maksimum deplasmanın analiz edilen aralık için deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları üzerinde etkisinin olmadığı belirlenmiştir. COV$\phi$ = %5'den %20'ye çıkması LRFRBDO yaklaşımı için maliyeti %9 (641 TL, 698 TL), GABRO yaklaşımı için %144 (581 TL, 1422 TL) artırmaktadır. Şekil 8.8'e göre güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyon yönteminden elde edilen maliyetler, GABRO yöntemiyle $COV_\phi$ = %5 değerinde elde edilen maliyetlerden %23 büyük fakat $COV_\phi$ = %5 - %20 aralığındaki maliyetlerden %12 - %49 küçüktür. LRFRBDO ile DO yöntemlerinin verdiği maliyetler ise hemen hemen birbirine eşittir.




Şekil 8.8. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması

### 8.2.7. Birim fiyat odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Birim fiyatların 2008 – 2011 yıllarında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.16'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.17'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması ise Şekil 8.9'da gösterilmiştir.

Çizelge 8.16. Sığ temellerin birim fiyat odaklı yük ve dayanımkatsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | Birim fiyat yılı | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 2008 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 553 |
| 0.38 | 0.10 | 2008 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 571 |
| 0.35 | 0.15 | 2008 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 602 |
| 0.35 | 0.20 | 2008 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 602 |

Çizelge 8.16. (Devam) Sığ temellerin birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

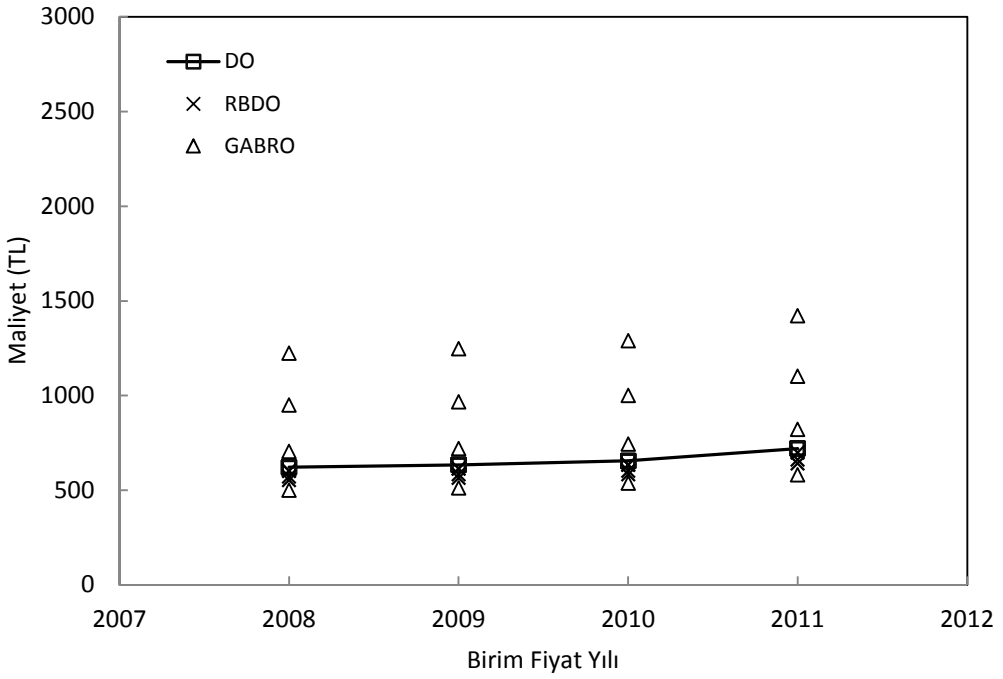
| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | Birim fiyat yılı | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 0.05 | 2009 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 565 |
| 0.38 | 0.10 | 2009 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 583 |
| 0.35 | 0.15 | 2009 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 615 |
| 0.35 | 0.20 | 2009 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 615 |
| 0.40 | 0.05 | 2010 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 583 |
| 0.38 | 0.10 | 2010 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 602 |
| 0.35 | 0.15 | 2010 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 635 |
| 0.35 | 0.20 | 2010 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 635 |
| 0.40 | 0.05 | 2011 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 641 |
| 0.38 | 0.10 | 2011 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 662 |
| 0.35 | 0.15 | 2011 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |
| 0.35 | 0.20 | 2011 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 698 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi'$ = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.17. Sığ temellerin birim fiyat odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| Birim fiyat yılı | $COV_\phi$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 2008 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 501 |
| 2008 | 0.10 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 706 |
| 2008 | 0.15 | 2.57 | 2.58 | 2.58 | 951 |
| 2008 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1224 |
| 2009 | 0.05 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 512 |
| 2009 | 0.10 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 721 |
| 2009 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 968 |
| 2009 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1248 |
| 2010 | 0.05 | 1.81 | 1.87 | 1.88 | 538 |
| 2010 | 0.10 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 745 |
| 2010 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1001 |
| 2010 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1291 |
| 2011 | 0.05 | 1.85 | 1.86 | 1.86 | 582 |
| 2011 | 0.10 | 2.21 | 2.22 | 2.22 | 821 |
| 2011 | 0.15 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 1102 |
| 2011 | 0.20 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 1422 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\phi'$ = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.9. Sığ temellerin deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması

2008 yılı ile 2011 yılının birim fiyatlarına göre deterministik optimizasyonda temel maliyeti %16 (621 TL, 720 TL), $COV_\phi$ %10 için LRFRBDO'da %16 (571 TL, 662 TL), GABRO'da %16 (706 TL, 821 TL) artmıştır. Birim fiyat yılının değişmesi deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında temel boyutlarını değiştirmemiştir. RBDO'da maliyet ve temel boyutları, COVϕ ile değiştirmektedir. Maliyetlerde her üç optimizasyon yöntemi içinde 2008 – 2010 yılları arasında doğrusal olan bir artış söz konusu iken, 2010 – 2011 yılları arasında bu artış daha fazladır. Birim fiyat aynı iken COVϕ'nin %5'den %20'ye çıkması maliyeti LRFRBDO'da %9, GABRO'da %29 - %41 arasında artırmaktadır. Şekil 8.9'a göre güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyon yönteminden elde edilen maliyetler, GABRO yöntemiyle $COV_\phi$ = %5 değerinde elde edilen maliyetlerden %24 büyük fakat $COV_\phi$ = %5 - %20 aralığındaki maliyetlerden %12 - %49 küçüktür. LRFRBDO ile DO yöntemlerinin verdiği maliyetler ise hemen hemen birbirine eşittir.

### 8.2.8. Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatlarıyla yük, dayanım ve genetik algoritmayla efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu çalışması için birim hacim ağırlık 20 kN/m$^3$, efektif içsel sürtünme açısı 35°, elastisite modülü 50 MPa, Poisson oranı 0.3, temele etkiyen düşey yük 2500 kN, izin verilen maksimum oturma 25 mm, efektif içsel sürtünme açısı 30 - 45° arasında değerlendirilmiştir. ULS ve SLS kriterlerini irdelemek için sırasıyla Kulhawy taşıma gücü ve Burland Burbidge oturma analiz yöntemleri kullanılmıştır. Kazı, kalıp, beton, donatı çeliği ve dolgudan oluşan birim fiyatlar Çizelge 7.16'da tanımlanmıştır.

Efektif içsel sürtünme açısının 30 – 45° arasındaki değerleri için yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonucu temel boyutları ve maliyetleri Türkiye, A.B.D. ve Çin için Çizelge 8.18'de, maliyet karşılaştırmaları ise Şekil 8.10'da gösterilmiştir. Aynı değerler için genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için temel boyutları ve maliyet karşılaştırmaları ise verilmiştir.

Çizelge 8.18. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | Türkiye | A.B.D. | Çin |
| 0.47 | 0.05 | 30 | 2.31 | 2.31 | 2.31 | 480 | 1543 | 263 |
| 0.45 | 0.10 | 30 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 494 | 1589 | 270 |
| 0.43 | 0.15 | 30 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 509 | 1640 | 279 |
| 0.43 | 0.20 | 30 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 509 | 1640 | 279 |
| 0.47 | 0.05 | 31 | 2.21 | 2.21 | 2.21 | 441 | 1414 | 241 |
| 0.45 | 0.10 | 31 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 454 | 1456 | 248 |
| 0.43 | 0.15 | 31 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 467 | 1501 | 256 |
| 0.43 | 0.20 | 31 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 467 | 1501 | 256 |
| 0.47 | 0.05 | 32 | 2.12 | 2.12 | 2.12 | 405 | 1295 | 221 |
| 0.45 | 0.10 | 32 | 2.15 | 2.15 | 2.15 | 417 | 1333 | 228 |
| 0.43 | 0.15 | 32 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 429 | 1374 | 235 |

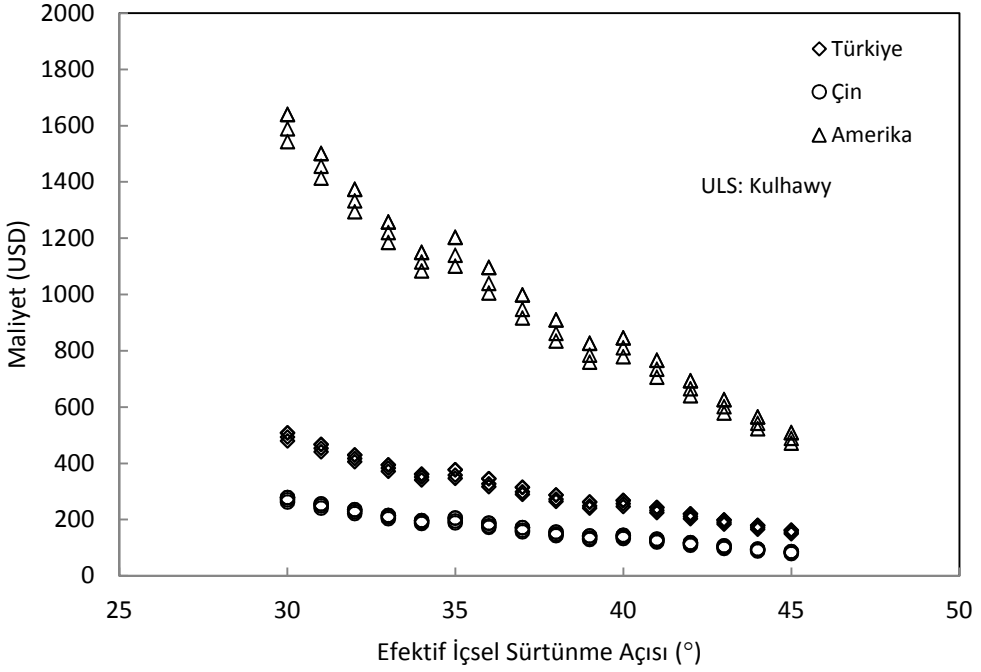
Çizelge 8.18. (Devam) Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | Türkiye | A.B.D. | Çin |
| 0.43 | 0.20 | 32 | 2.18 | 2.18 | 2.18 | 429 | 1374 | 235 |
| 0.47 | 0.05 | 33 | 2.03 | 2.03 | 2.03 | 372 | 1185 | 203 |
| 0.45 | 0.10 | 33 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 383 | 1220 | 209 |
| 0.43 | 0.15 | 33 | 2.09 | 2.09 | 2.09 | 394 | 1257 | 215 |
| 0.43 | 0.20 | 33 | 2.09 | 2.09 | 2.09 | 394 | 1257 | 215 |
| 0.47 | 0.05 | 34 | 1.94 | 1.94 | 1.94 | 341 | 1084 | 186 |
| 0.45 | 0.10 | 34 | 1.97 | 1.97 | 1.97 | 351 | 1116 | 191 |
| 0.43 | 0.15 | 34 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 361 | 1149 | 197 |
| 0.43 | 0.20 | 34 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 361 | 1149 | 197 |
| 0.40 | 0.05 | 35 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 346 | 1101 | 189 |
| 0.38 | 0.10 | 35 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 358 | 1139 | 195 |
| 0.35 | 0.15 | 35 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 377 | 1203 | 206 |
| 0.35 | 0.20 | 35 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 377 | 1203 | 206 |
| 0.40 | 0.05 | 36 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 317 | 1005 | 172 |
| 0.38 | 0.10 | 36 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 327 | 1039 | 178 |
| 0.35 | 0.15 | 36 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 345 | 1097 | 188 |
| 0.35 | 0.20 | 36 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 345 | 1097 | 188 |
| 0.40 | 0.05 | 37 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 290 | 916 | 157 |
| 0.38 | 0.10 | 37 | 1.81 | 1.81 | 1.81 | 299 | 947 | 162 |
| 0.35 | 0.15 | 37 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 315 | 999 | 171 |
| 0.35 | 0.20 | 37 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 315 | 999 | 171 |
| 0.40 | 0.05 | 38 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 264 | 835 | 143 |
| 0.38 | 0.10 | 38 | 1.72 | 1.72 | 1.72 | 273 | 862 | 148 |
| 0.35 | 0.15 | 38 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 287 | 909 | 156 |
| 0.35 | 0.20 | 38 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 287 | 909 | 156 |
| 0.40 | 0.05 | 39 | 1.61 | 1.61 | 1.61 | 241 | 760 | 130 |
| 0.38 | 0.10 | 39 | 1.64 | 1.64 | 1.64 | 249 | 785 | 134 |
| 0.35 | 0.15 | 39 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 262 | 827 | 141 |
| 0.35 | 0.20 | 39 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 262 | 827 | 141 |
| 0.33 | 0.05 | 40 | 1.63 | 1.63 | 1.63 | 247 | 779 | 133 |
| 0.31 | 0.10 | 40 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 257 | 811 | 139 |
| 0.29 | 0.15 | 40 | 1.70 | 1.70 | 1.70 | 268 | 846 | 145 |
| 0.29 | 0.20 | 40 | 1.70 | 1.70 | 1.70 | 268 | 846 | 145 |
| 0.33 | 0.05 | 41 | 1.55 | 1.55 | 1.55 | 224 | 706 | 120 |
| 0.31 | 0.10 | 41 | 1.58 | 1.58 | 1.58 | 233 | 735 | 125 |
| 0.29 | 0.15 | 41 | 1.62 | 1.62 | 1.62 | 243 | 766 | 131 |
| 0.29 | 0.20 | 41 | 1.62 | 1.62 | 1.62 | 243 | 766 | 131 |
| 0.33 | 0.05 | 42 | 1.47 | 1.47 | 1.47 | 203 | 640 | 109 |

Çizelge 8.18. (Devam) Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | Türkiye | A.B.D. | Çin |
| 0.31 | 0.10 | 42 | 1.50 | 1.50 | 1.50 | 211 | 665 | 113 |
| 0.29 | 0.15 | 42 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 220 | 693 | 118 |
| 0.29 | 0.20 | 42 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 220 | 693 | 118 |
| 0.33 | 0.05 | 43 | 1.39 | 1.39 | 1.39 | 184 | 579 | 98 |
| 0.31 | 0.10 | 43 | 1.42 | 1.42 | 1.42 | 191 | 601 | 102 |
| 0.29 | 0.15 | 43 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 199 | 626 | 106 |
| 0.29 | 0.20 | 43 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 199 | 626 | 106 |
| 0.33 | 0.05 | 44 | 1.32 | 1.32 | 1.32 | 166 | 523 | 88 |
| 0.31 | 0.10 | 44 | 1.34 | 1.34 | 1.34 | 173 | 543 | 92 |
| 0.29 | 0.15 | 44 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 180 | 565 | 96 |
| 0.29 | 0.20 | 44 | 1.37 | 1.37 | 1.37 | 180 | 565 | 96 |
| 0.33 | 0.05 | 45 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 150 | 471 | 79 |
| 0.31 | 0.10 | 45 | 1.27 | 1.27 | 1.27 | 156 | 489 | 82 |
| 0.29 | 0.15 | 45 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 162 | 509 | 86 |
| 0.29 | 0.20 | 45 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 162 | 509 | 86 |

Not: V= 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.10. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.19. Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

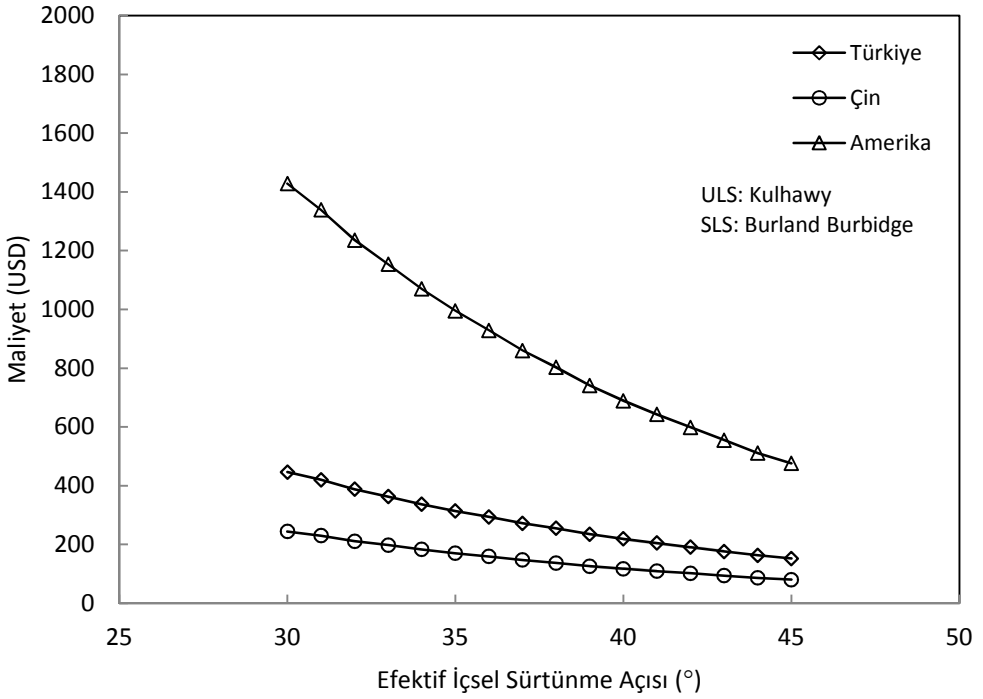
| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | Türkiye | A.B.D. | Çin |
| 0.05 | 30 | 2.22 | 2.22 | 2.23 | 446 | 1428 | 244 |
| 0.10 | 30 | 2.57 | 2.57 | 2.57 | 592 | 1922 | 325 |
| 0.15 | 30 | 2.91 | 2.91 | 2.91 | 808 | 2668 | 444 |
| 0.20 | 30 | 3.25 | 3.25 | 3.25 | 952 | 3174 | 523 |
| 0.05 | 31 | 2.12 | 2.16 | 2.16 | 420 | 1339 | 230 |
| 0.10 | 31 | 2.49 | 2.50 | 2.50 | 560 | 1813 | 307 |
| 0.15 | 31 | 2.84 | 2.84 | 2.84 | 723 | 2373 | 398 |
| 0.20 | 31 | 3.16 | 3.18 | 3.19 | 912 | 3028 | 501 |
| 0.05 | 32 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 388 | 1236 | 211 |
| 0.10 | 32 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 526 | 1697 | 288 |
| 0.15 | 32 | 2.77 | 2.77 | 2.77 | 688 | 2250 | 378 |
| 0.20 | 32 | 3.11 | 3.11 | 3.11 | 870 | 2884 | 478 |
| 0.05 | 33 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 363 | 1154 | 198 |
| 0.10 | 33 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 496 | 1597 | 272 |
| 0.15 | 33 | 2.70 | 2.71 | 2.71 | 808 | 2668 | 444 |
| 0.20 | 33 | 3.05 | 3.05 | 3.05 | 836 | 2765 | 459 |
| 0.05 | 34 | 1.92 | 1.92 | 1.93 | 337 | 1070 | 183 |
| 0.10 | 34 | 2.28 | 2.28 | 2.29 | 469 | 1508 | 257 |
| 0.15 | 34 | 2.64 | 2.64 | 2.65 | 627 | 2040 | 344 |
| 0.20 | 34 | 2.98 | 2.99 | 2.99 | 802 | 2646 | 441 |
| 0.05 | 35 | 1.85 | 1.85 | 1.86 | 314 | 995 | 170 |
| 0.10 | 35 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 444 | 1423 | 243 |
| 0.15 | 35 | 2.58 | 2.58 | 2.58 | 597 | 1938 | 328 |
| 0.20 | 35 | 2.93 | 2.93 | 2.93 | 770 | 2536 | 423 |
| 0.05 | 36 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 294 | 929 | 159 |
| 0.10 | 36 | 2.15 | 2.15 | 2.16 | 419 | 1339 | 229 |
| 0.15 | 36 | 2.51 | 2.52 | 2.52 | 569 | 1843 | 312 |
| 0.20 | 36 | 2.87 | 2.87 | 2.87 | 739 | 2427 | 406 |
| 0.05 | 37 | 1.72 | 1.72 | 1.72 | 272 | 860 | 147 |
| 0.10 | 37 | 2.08 | 2.09 | 2.10 | 396 | 1263 | 216 |
| 0.15 | 37 | 2.45 | 2.45 | 2.45 | 539 | 1741 | 295 |
| 0.20 | 37 | 2.81 | 2.81 | 2.81 | 708 | 2320 | 389 |
| 0.05 | 38 | 1.65 | 1.66 | 1.66 | 255 | 803 | 137 |
| 0.10 | 38 | 2.02 | 2.03 | 2.03 | 373 | 1187 | 203 |
| 0.15 | 38 | 2.39 | 2.39 | 2.40 | 515 | 1660 | 282 |
| 0.20 | 38 | 2.75 | 2.75 | 2.75 | 678 | 2216 | 373 |
| 0.05 | 39 | 1.59 | 1.59 | 1.59 | 235 | 741 | 126 |

Çizelge 8.19. (Devam) Sığ temellerin Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $COV_\phi$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (USD) | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | Türkiye | A.B.D. | Çin |
| 0.10 | 39 | 1.96 | 1.96 | 1.97 | 350 | 1114 | 191 |
| 0.15 | 39 | 2.33 | 2.33 | 2.34 | 490 | 1576 | 268 |
| 0.20 | 39 | 2.69 | 2.69 | 2.70 | 651 | 2122 | 358 |
| 0.05 | 40 | 1.53 | 1.53 | 1.53 | 219 | 689 | 117 |
| 0.10 | 40 | 1.91 | 1.91 | 1.91 | 332 | 1054 | 180 |
| 0.15 | 40 | 2.27 | 2.28 | 2.28 | 467 | 1500 | 256 |
| 0.20 | 40 | 2.64 | 2.64 | 2.64 | 625 | 2033 | 343 |
| 0.05 | 41 | 1.47 | 1.47 | 1.48 | 205 | 643 | 109 |
| 0.10 | 41 | 1.84 | 1.85 | 1.85 | 312 | 989 | 169 |
| 0.15 | 41 | 2.22 | 2.22 | 2.22 | 444 | 1423 | 243 |
| 0.20 | 41 | 2.58 | 2.59 | 2.59 | 601 | 1951 | 330 |
| 0.05 | 42 | 1.41 | 1.42 | 1.42 | 191 | 599 | 102 |
| 0.10 | 42 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 294 | 929 | 159 |
| 0.15 | 42 | 2.16 | 2.16 | 2.18 | 424 | 1357 | 232 |
| 0.20 | 42 | 2.53 | 2.53 | 2.53 | 574 | 1860 | 315 |
| 0.05 | 43 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 176 | 555 | 94 |
| 0.10 | 43 | 1.73 | 1.73 | 1.74 | 277 | 874 | 150 |
| 0.15 | 43 | 2.10 | 2.11 | 2.13 | 405 | 1293 | 221 |
| 0.20 | 43 | 2.47 | 2.48 | 2.48 | 551 | 1783 | 303 |
| 0.05 | 44 | 1.30 | 1.30 | 1.30 | 163 | 511 | 86 |
| 0.10 | 44 | 1.68 | 1.68 | 1.68 | 261 | 822 | 141 |
| 0.15 | 44 | 2.05 | 2.06 | 2.07 | 385 | 1228 | 210 |
| 0.20 | 44 | 2.43 | 2.43 | 2.44 | 532 | 1718 | 292 |
| 0.05 | 45 | 1.25 | 1.25 | 1.25 | 152 | 476 | 80 |
| 0.10 | 45 | 1.62 | 1.63 | 1.63 | 246 | 775 | 133 |
| 0.15 | 45 | 2.00 | 2.00 | 2.02 | 366 | 1164 | 199 |
| 0.20 | 45 | 2.38 | 2.38 | 2.38 | 509 | 1640 | 279 |

Not: V= 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.18'e göre yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonucu bulunan temel boyutları Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları için aynıdır sadece maliyetler değişmektedir. Şekil 8.10 incelendiğinde COV$\phi$ = %5 değerinde efektif içsel sürtünme açısının 30°'den 45°'te yükselmesi maliyeti Türkiye için %69 (480 USD, 150 USD), A.B.D. için %69 (1543 USD, 471 USD) ve Çin için %70 (263 USD, 79 USD) düşürmüştür.




Şekil 8.11. Sığ temellerin, $COV_{\phi}$ = %5, Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları ile efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.19'a göre temel boyutları Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatları için aynıdır sadece maliyetler değişmektedir. Şekil 8.11'e göre COVϕ = %5 değerinde efektif içsel sürtünme açısının 30°'den 45°'te yükselmesi maliyeti Türkiye için %66 (446 USD, 152 USD), A.B.D. için %67 (1428 USD, 476 USD) ve Çin için %67 (244 USD, 80 USD) düşürmüştür. COVϕ = %5 değerinde LRFRBDO, GABRO'dan daha fazla maliyet vermektedir. Ayrıca en yüksek temel maliyetleri A.B.D., en düşük temel maliyetleri ise Çin için bulunmuştur.

## 8.3. Deprem Yükleri Etkisindeki Sığ Temellerin Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu

Kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde RBDO çalışmaları, yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (LRFRBDO) ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (GABRO) olmak üzere iki yöntemle ele alınmıştır. Bu yöntemler deprem

kuvvetlerini göz önünde bulundurarak, istenilen güvenilirlik seviyesinde temel genişliği, temel boyu ve temel derinliğinin en düşük maliyeti verecek şekilde bulunmasından ibarettir ve aşağıdaki şekilde ifade edilir:

Amaç fonksiyonu:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, L, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \tag{8.2}$$

LRFRBDO yöntemi için kısıtlar aşağıda tanımlanmıştır:

Kısıtlar:
ULS: $F_{50} \leq \psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$
$1\ m \leq B \leq 5\ m, \quad 0 \leq D/B \leq 1, \quad 0 \leq L/B \leq 10,$

Burada $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelen toplam ölü, hareketli ve deprem yükü, $\psi_{CE}^{ULS}$ = D / B = 0.00 – 0.25 için Şekil 6.2, Şekil 6.3, Şekil 6.4, Şekil 6.5, Şekil 6.6, D / B = 0.25 – 0.50 için, Şekil 6.7, Şekil 6.8, Şekil 6.9, Şekil 6.10, Şekil 6.11, D / B = 0.50 – 0.75 için, Şekil 6.12, Şekil 6.13, Şekil 6.14, Şekil 6.15, Şekil 6.16, D / B = 0.75 – 1.00 için Şekil 6.17, Şekil 6.18, Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'deki sismik direnç faktörleri, $Q_{cn}$ = nominal net taşıma gücüdür. 7. Bölümde sismik direnç faktörlerinin bulunmasında, hedef güvenilirlik indeksi (β) 2.3 için temel genişliği 1 - 5 m, temel derinliğinin temel genişliğine oranı 0 - 1, temel uzunluğunun genişliğine oranı 1 – 10, efektif içsel sürtünme açısı 30° - 45°, efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 - %20, yatay yükün düşey yüke oranı 0.0-0.5, kayma modülü 4 – 30 MN/m$^2$, kayma modülü varyans katsayısı %40 - %80 arasında değerler kullanılmıştır.

Genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu aşağıdaki kısıtlar altında Eş. 8.2'deki amaç fonksiyonu için stokastik olarak optimizasyon değişkenlerini hesaplamaktadır.

Kısıtlar:

ULS: $Q_{ult}.Temel\ alanı \leq Temel\ yükü$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$
Güvenilirlik: $\beta \geq \beta_{target} = 2.3$
$1\ m \leq B \leq 5\ m, \quad 0 \leq D/B \leq 1, \quad 0 \leq L/B \leq 10,$

Sığ temellerin basınç kuvvetlerinde olduğu gibi GA yönteminde yukarıda belirtilen kısıtların hepsi Eş. 5.106 kullanılarak ceza fonksiyonuna çevrilmiştir. Böylelikle kısıtlı optimizasyon problemi, kısıtsız optimizasyon problemi biçimini almıştır. Yöntemde amaç fonksiyonu kısıtlı ve kısıtsız halde hesaplattırılarak, ceza fonksiyonuna dönüştürülen kısıtların uygulamada çalışıp çalışmadığı kontrol edilmiştir. İlk popülasyon değeri D = 1 m, B = 1 m, L = 1 m, popülasyon büyüklüğü 100, çocuk sayısıda 300 olarak GABRO analizlerinde kullanılmıştır.

Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması için hedef güvenilirlik indeksi ($\beta$) 2.3, düşey yük (V) 2500 kN, elastisite modülü ($E_s$) 50 MPa, efektif içsel sürtünme açısı ($\phi$') 35°, izin verilen maksimum deplasman ($\delta_{maks}$) 25 mm, birim hacim ağırlık ($\gamma$) 20 kN/m$^3$ değerleri alınmıştır. Bu değerler temel kabul edilerek sadece hassasiyet çalışması yapılacak parametre değiştirilmiştir. Poisson oranı 0.3, kuru birim hacim ağırlık 16 kN/m$^3$ ile 22 kN/m$^3$, zeminin elastise modülü 10 MPa ile 70 MPa, efektif içsel sürtünme açısı 30° ile 45°, geleneksel tasarımında kullanılan güvenlik katsayıları 2.0 ile 4.0, temele etkiyen düşey yük 500 kN ile 4500 kN değerleri arasında alınarak hassasiyet çalışmasının olabildiğince geniş aralıkta uygulanması amaçlanmıştır. Direnç faktörleri bulunmasında yatay yükün düşey yüke oranı 0.1 ve efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 olarak alınmıştır.

### 8.3.1. Hassasiyet çalışması

Elastisite modülünün 10 – 70 MPa, efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45°, düşey yükün 500 – 4500 kN, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$, güvenlik katsayısının 2 – 4, izin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm, birim fiyat yılının 2008 – 2011 arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen deterministik optimizasyon sonuçları

sırasıyla Çizelge 8.20, Çizelge 8.23, Çizelge 8.26, Çizelge 8.29, Çizelge 8.32, Çizelge 8.35, Çizelge 8.38, Çizelge 8.41, Çizelge 8.44'de, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyon sonuçları sırasıyla Çizelge 8.21, Çizelge 8.24, Çizelge 8.30, Çizelge 8.33, Çizelge 8.36, Çizelge 8.39, Çizelge 8.42'de, genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları sırasıyla Çizelge 8.22, Çizelge 8.25, Çizelge 8.28, Çizelge 8.31, Çizelge 8.34, Çizelge 8.37, Çizelge 8.40, Çizelge 8.43, Çizelge 8.46'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçlarının elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman, birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırmaları sırasıyla Şekil 8.12, Şekil 8.13, Şekil 8.16, Şekil 8.17, Şekil 8.18, Şekil 8.19 ve Şekil 8.20'de gösterilmiştir. Şekil 8.13'de güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonuna göre tasarımların değişen efektif içsel sürtünme açısı ile dalgalandığı görülmektedir. Dalgalanmanın sebebi yük ve dayanım katsayılarınının kullanılmasdır. Deprem yükleri etkisinde kohezyonsuz zeminler üzerine oturan sığ temellerin elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman ve birim fiyat yılına göre hassasiyet çalışması şekillerden görüleceği üzere bölüm 8.2'de irdelenen sığ temellerin güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonundaki hassasiyet odakları ile aynı paralelde sonuçlar ürettiğinden bu parametreler yeniden değerlendirilmemiştir.

Çizelge 8.20. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin elastisite modülü odaklı deterministik optimizasyonu

| $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 20000 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 30000 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 50000 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 60000 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 70000 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.21. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $E_s$ (kPa) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 10000 | 0.50 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 20000 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 30000 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 40000 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 50000 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 60000 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 70000 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.22. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin elastisite modülü odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 10000 | 3.90 | 3.90 | 3.90 | 2566 |
| 20000 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 30000 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 50000 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 60000 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 70000 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

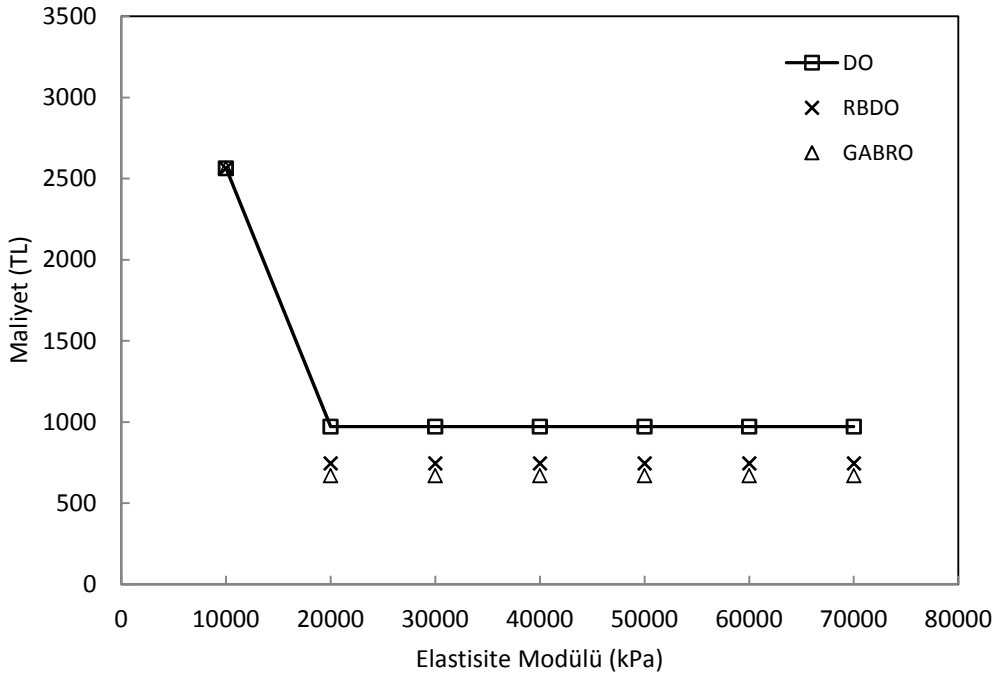
Çizelge 8.23. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 30 | 3.02 | 3.02 | 3.02 | 1512 |
| 31 | 2.85 | 2.85 | 2.85 | 1351 |
| 32 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1225 |
| 33 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1125 |
| 34 | 2.51 | 2.51 | 2.51 | 1042 |
| 35 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 36 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 860 |
| 37 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 775 |
| 38 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 708 |
| 39 | 1.97 | 1.97 | 1.97 | 654 |

Çizelge 8.23. (Devam) Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 40 | 1.90 | 1.90 | 1.90 | 609 |
| 41 | 1.77 | 1.77 | 1.77 | 530 |
| 42 | 1.66 | 1.66 | 1.66 | 473 |
| 43 | 1.58 | 1.58 | 1.58 | 430 |
| 44 | 1.51 | 1.51 | 1.51 | 395 |
| 45 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 366 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.12. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.24. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\phi$' (°) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 30 | 0.45 | 2.74 | 2.74 | 2.74 | 1244 |
| 31 | 0.49 | 2.52 | 2.52 | 2.52 | 1052 |
| 32 | 0.49 | 2.40 | 2.40 | 2.40 | 956 |
| 33 | 0.45 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 930 |

Çizelge 8.24. (Devam) Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\phi$' (°) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 34 | 0.42 | 2.32 | 2.32 | 2.32 | 895 |
| 35 | 0.40 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| 36 | 0.45 | 2.06 | 2.06 | 2.06 | 713 |
| 37 | 0.40 | 2.03 | 2.03 | 2.03 | 689 |
| 38 | 0.38 | 1.98 | 1.98 | 1.98 | 657 |
| 39 | 0.36 | 1.93 | 1.93 | 1.93 | 628 |
| 40 | 0.34 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 601 |
| 41 | 0.40 | 1.66 | 1.66 | 1.66 | 473 |
| 42 | 0.50 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 371 |
| 43 | 0.45 | 1.43 | 1.43 | 1.43 | 357 |
| 44 | 0.47 | 1.35 | 1.35 | 1.35 | 320 |
| 45 | 0.49 | 1.27 | 1.27 | 1.27 | 290 |

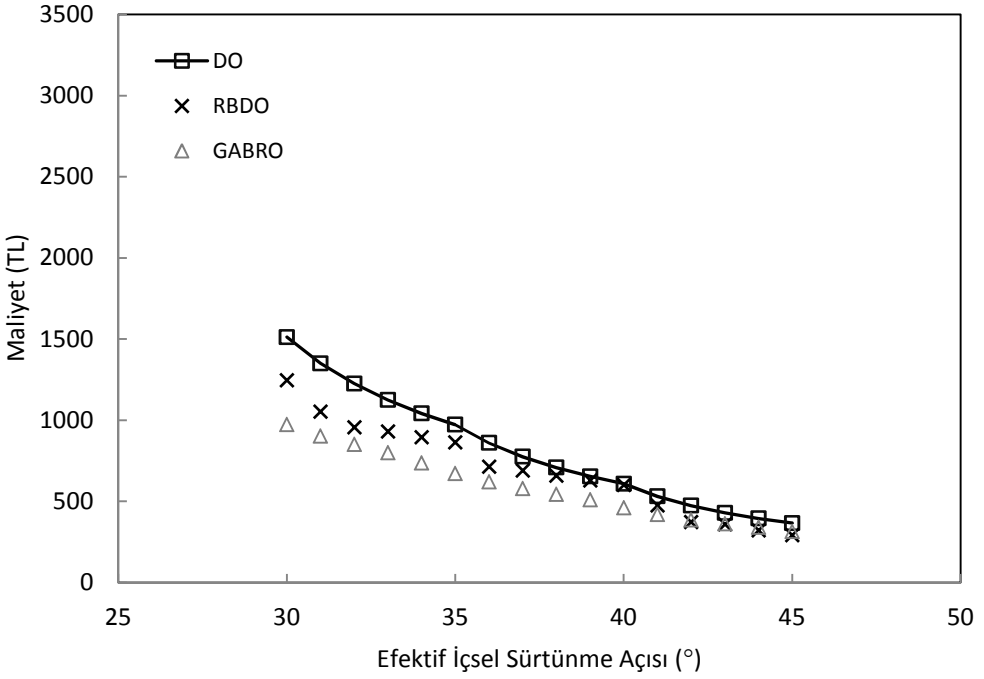
Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.25. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 30 | 2.43 | 2.42 | 2.42 | 973 |
| 31 | 2.34 | 2.33 | 2.33 | 903 |
| 32 | 2.27 | 2.26 | 2.26 | 850 |
| 33 | 2.20 | 2.19 | 2.19 | 800 |
| 34 | 2.11 | 2.10 | 2.10 | 737 |
| 35 | 2.01 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 36 | 1.93 | 1.92 | 1.92 | 620 |
| 37 | 1.86 | 1.85 | 1.85 | 578 |
| 38 | 1.80 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 39 | 1.74 | 1.73 | 1.73 | 509 |
| 40 | 1.65 | 1.64 | 1.64 | 461 |
| 41 | 1.57 | 1.56 | 1.56 | 420 |
| 42 | 1.50 | 1.49 | 1.49 | 386 |
| 43 | 1.45 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| 44 | 1.40 | 1.39 | 1.39 | 340 |
| 45 | 1.34 | 1.33 | 1.33 | 313 |

Not: V = 2500 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün Eş. 2.18'deki korelasyonu göz önüne alınarak deprem kuvvetleri etkisindeki sığ temellerin yük ve dayanım katsayıları, genetik algoritma yöntemleriyle güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Buna göre efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45° arasında değişen değerleriyle korele olan elastisite modülü değerleri kullanılarak yük ve dayanım katsayılarıyla RBDO sonuçları Çizelge 8.27'de, genetik algoritmayla RBDO hesaplamaları Çizelge 8.28 ve maliyet karşılaştırmaları Şekil 8.14 ve Şekil 8.15'de verilmiştir.




Şekil 8.13. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.26. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 30 | 9081 | 4.00 | 4.00 | 7.12 | 4703 |
| 31 | 11844 | 4.00 | 4.00 | 5.01 | 3356 |
| 32 | 14730 | 3.84 | 3.84 | 3.84 | 2488 |

Çizelge 8.26. (Devam) Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı deterministik optimizasyonu

| $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 33 | 16508 | 3.46 | 3.46 | 3.46 | 2003 |
| 34 | 18532 | 3.14 | 3.14 | 3.14 | 1637 |
| 35 | 20502 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 37 | 24425 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 38 | 26434 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 40 | 30534 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 43 | 37538 | 1.58 | 1.58 | 1.58 | 430 |
| 44 | 40498 | 1.51 | 1.51 | 1.51 | 395 |
| 45 | 43804 | 1.45 | 1.45 | 1.45 | 366 |

Not: V = 2500 kN, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.27. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

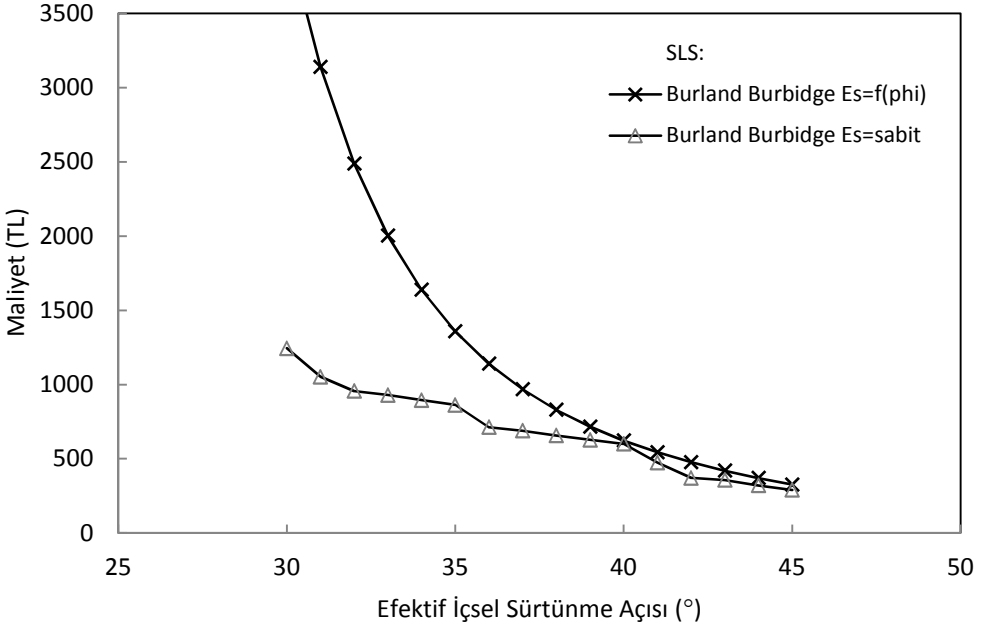
| $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 30 | 9948 | 0.54 | 4.80 | 4.80 | 4.80 | 4010 |
| 31 | 12266 | 0.52 | 4.29 | 4.29 | 4.29 | 3139 |
| 32 | 14432 | 0.51 | 3.84 | 3.84 | 3.84 | 2488 |
| 33 | 16508 | 0.50 | 3.46 | 3.46 | 3.46 | 2003 |
| 34 | 18532 | 0.49 | 3.14 | 3.14 | 3.14 | 1637 |
| 35 | 20502 | 0.47 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1358 |
| 36 | 22464 | 0.46 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1140 |
| 37 | 24425 | 0.46 | 2.41 | 2.41 | 2.41 | 968 |
| 38 | 26434 | 0.45 | 2.23 | 2.23 | 2.23 | 829 |
| 39 | 28482 | 0.45 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 716 |
| 40 | 30534 | 0.37 | 1.92 | 1.92 | 1.92 | 622 |
| 41 | 32700 | 0.30 | 1.79 | 1.79 | 1.79 | 543 |
| 42 | 34942 | 0.23 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 477 |
| 43 | 37300 | 0.20 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 419 |
| 44 | 39822 | 0.17 | 1.46 | 1.46 | 1.46 | 370 |
| 45 | 42423 | 0.15 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 326 |

Not: V = 2500 kN, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

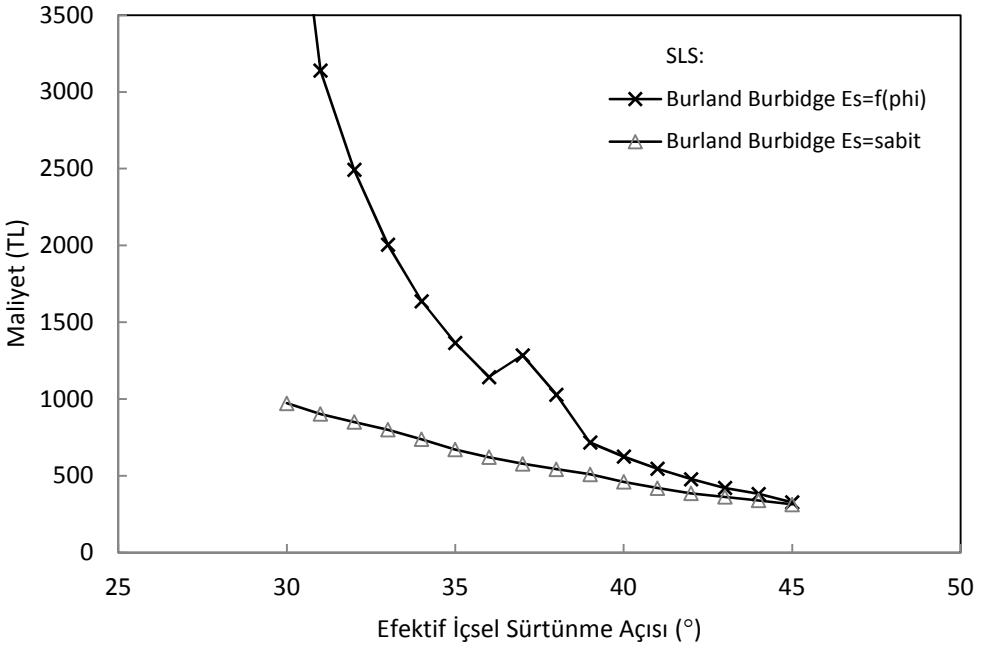
Çizelge 8.28. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 30 | 8793 | 3.75 | 3.75 | 8.05 | 4921 |
| 31 | 12266 | 4.29 | 4.29 | 4.29 | 3139 |
| 32 | 14423 | 3.83 | 3.84 | 3.84 | 2493 |
| 33 | 16508 | 3.46 | 3.46 | 3.47 | 2006 |
| 34 | 18532 | 3.14 | 3.14 | 3.14 | 1638 |
| 35 | 20467 | 2.84 | 2.86 | 2.88 | 1365 |
| 36 | 22464 | 2.62 | 2.62 | 2.63 | 1143 |
| 37 | 19141 | 1.48 | 1.48 | 5.54 | 1285 |
| 38 | 22600 | 1.63 | 1.63 | 3.97 | 1028 |
| 39 | 28482 | 2.07 | 2.07 | 2.07 | 717 |
| 40 | 30534 | 1.91 | 1.93 | 1.93 | 625 |
| 41 | 32700 | 1.79 | 1.79 | 1.80 | 546 |
| 42 | 34942 | 1.67 | 1.67 | 1.67 | 478 |
| 43 | 37240 | 1.55 | 1.56 | 1.56 | 421 |
| 44 | 39134 | 1.41 | 1.41 | 1.56 | 382 |
| 45 | 42423 | 1.36 | 1.36 | 1.36 | 327 |

Not: V = 2500 kN, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy, SLS: BB




Şekil 8.14. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması




Şekil 8.15. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması

Şekil 8.14 ve Şekil 8.15 incelendiğinde $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun göz önünde bulundurulduğu yük, dayanım katsayıları ve genetik algoritmayla RBDO sonuçları hemen hemen aynı maliyeti vermektedir. $E_s$ - $\phi$' korelasyonu olan RBDO'lar elastisite modülünün sabit olduğu RBDO'lara göre daha yüksek maliyet vermektedir. Efektif içsel sürtünme açısının artan değerleriyle $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun göz önünde bulundurulduğu tasarımlar ile $E_s$ sabit alınan tasarımlar arasındaki maliyet farkı azalmaktadır. Şekil 8.15'de $\phi$' = 36 - 38° arasında elastisite modülü ile korele olan efektif içsel sürtünme açısı odaklı GABRO analizi genel düşüş eğiliminden çıkarak yerel çapta artış göstermiştir. GA yönteminin bu aralıkta yanlış sonuç verdiği düşünülmektedir.

Çizelge 8.29. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu

| V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 500 | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 351 |

Çizelge 8.29. (Devam) Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı deterministik optimizasyonu

| V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 1000 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 539 |
| 1500 | 2.04 | 2.04 | 2.04 | 697 |
| 2000 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 840 |
| 2500 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 3000 | 2.57 | 2.57 | 2.57 | 1096 |
| 3500 | 2.71 | 2.71 | 2.71 | 1215 |
| 4000 | 2.83 | 2.83 | 2.83 | 1329 |
| 4500 | 2.94 | 2.94 | 2.94 | 1438 |

Not: $\phi' = 35°$, $E_s = 50$ MPa, $\gamma = 20$ kN/m$^3$, FS = 3, $k_h = 0.1$, $COV_\phi = \%5$, ULS: Kulhawy SLS: BB

Çizelge 8.30. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

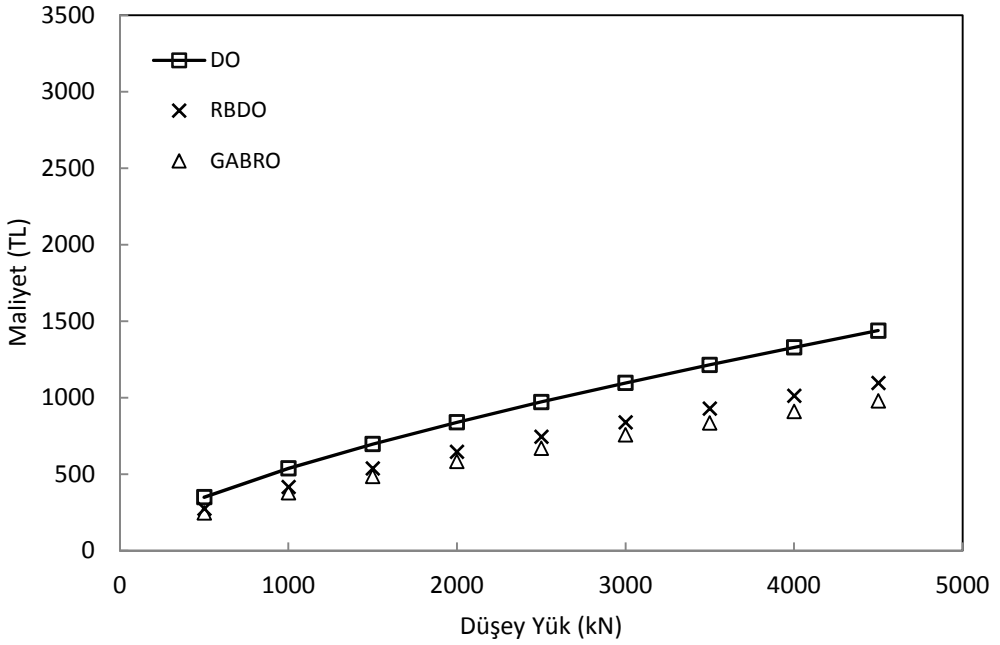
| V (kN) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 500 | 0.50 | 1.24 | 1.24 | 1.24 | 275 |
| 1000 | 0.50 | 1.56 | 1.56 | 1.56 | 418 |
| 1500 | 0.50 | 1.78 | 1.78 | 1.78 | 539 |
| 2000 | 0.50 | 1.96 | 1.96 | 1.96 | 647 |
| 2500 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 3000 | 0.50 | 2.25 | 2.25 | 2.25 | 840 |
| 3500 | 0.50 | 2.36 | 2.36 | 2.36 | 929 |
| 4000 | 0.50 | 2.47 | 2.47 | 2.47 | 1014 |
| 4500 | 0.50 | 2.57 | 2.57 | 2.57 | 1096 |

Not: $\phi' = 35°$, $E_s = 50$ MPa, $\gamma = 20$ kN/m$^3$, $\beta = 2.3$, $k_h = 0.1$, $COV_\phi = \%5$, ULS: Kulhawy, SLS: BB

Çizelge 8.31. Deprem Yükleri etkisindeki sığ temellerin düşey yük odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| V (kN) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 500 | 1.17 | 1.17 | 1.17 | 249 |
| 1000 | 1.48 | 1.48 | 1.48 | 381 |
| 1500 | 1.69 | 1.69 | 1.69 | 487 |
| 2000 | 1.86 | 1.86 | 1.86 | 584 |
| 2500 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 3000 | 2.13 | 2.13 | 2.13 | 758 |
| 3500 | 2.24 | 2.24 | 2.24 | 836 |
| 4000 | 2.34 | 2.34 | 2.34 | 910 |
| 4500 | 2.43 | 2.43 | 2.43 | 980 |

Not: $\phi' = 35°$, $E_s = 50$ MPa, $\gamma = 20$ kN/m$^3$, $\beta = 2.3$, $k_h = 0.1$, $COV_\phi = \%5$, ULS: Kulhawy, SLS: BB




Şekil 8.16. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.32. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı deterministik optimizasyonu

| $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---:|---:|---:|---:|---:|
| 16 | 2.86 | 2.86 | 2.86 | 1354 |
| 17 | 2.72 | 2.72 | 2.72 | 1225 |
| 18 | 2.60 | 2.60 | 2.60 | 1123 |
| 19 | 2.50 | 2.50 | 2.50 | 1041 |
| 20 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 21 | 2.35 | 2.35 | 2.35 | 914 |
| 22 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 864 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.33. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\gamma$ (kN/m$^3$) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---:|---:|---:|---:|---:|---:|
| 16 | 0.50 | 2.50 | 2.50 | 2.50 | 1034 |
| 17 | 0.50 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 937 |
| 18 | 0.50 | 2.27 | 2.27 | 2.27 | 860 |
| 19 | 0.50 | 2.19 | 2.19 | 2.19 | 798 |

Çizelge 8.33. (Devam) Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\gamma$ (kN/m$^3$) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 20 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 21 | 0.50 | 2.05 | 2.05 | 2.05 | 703 |
| 22 | 0.50 | 1.99 | 1.99 | 1.99 | 665 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.34. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim hacim ağırlık odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 16 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| 17 | 2.26 | 2.26 | 2.26 | 850 |
| 18 | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 778 |
| 19 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 724 |
| 20 | 2.01 | 2.01 | 2.01 | 677 |
| 21 | 1.95 | 1.95 | 1.95 | 639 |
| 22 | 1.89 | 1.89 | 1.89 | 602 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.35. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı deterministik optimizasyonu

| FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 2.0 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 2.5 | 2.28 | 2.28 | 2.28 | 863 |
| 3.0 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 3.5 | 2.55 | 2.55 | 2.55 | 1076 |
| 4.0 | 2.66 | 2.66 | 2.66 | 1176 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

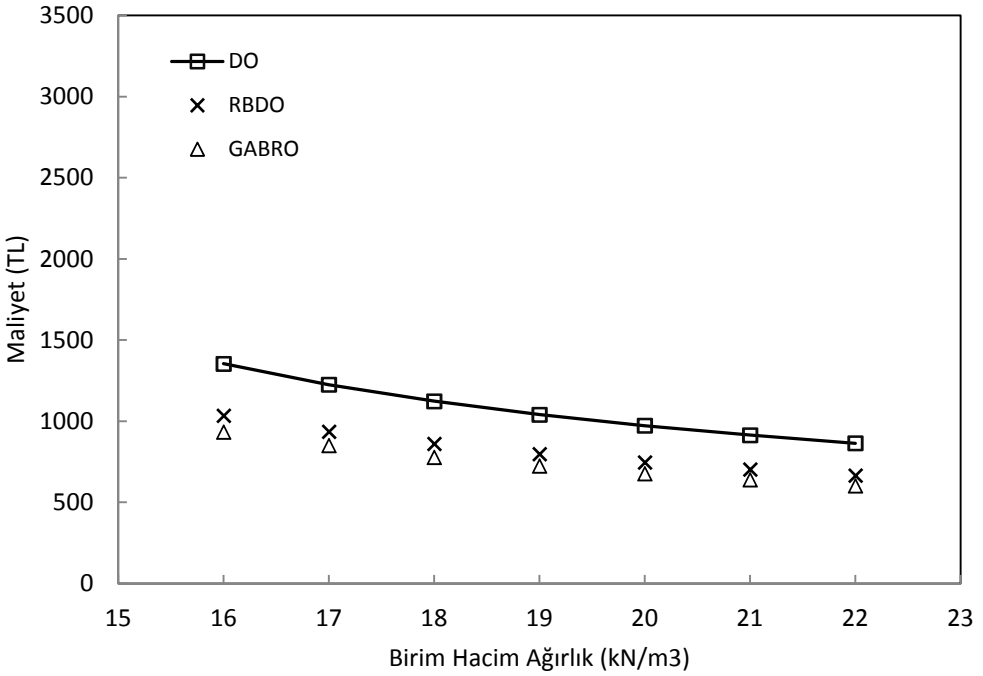
Çizelge 8.36. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| FS | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 2.0 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 2.5 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 3.0 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |

Çizelge 8.36. (Devam) Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| FS | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 3.5 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 4.0 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

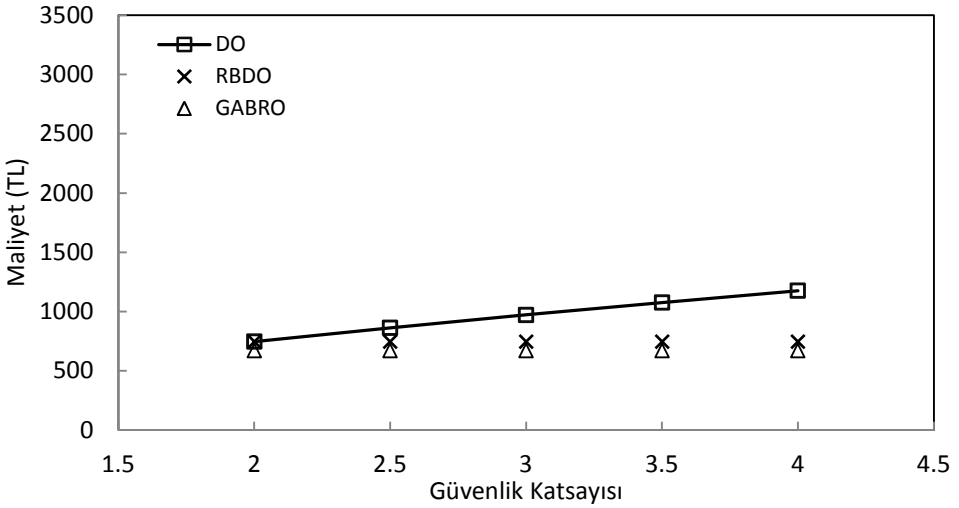



Şekil 8.17. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.37. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin güvenlik katsayısı odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| FS | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 2.0 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 2.5 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 3.0 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 3.5 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 4.0 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.18. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.38. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı deterministik optimizasyonu

| $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 15 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 25 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 35 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 45 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 55 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 65 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 75 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.39. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

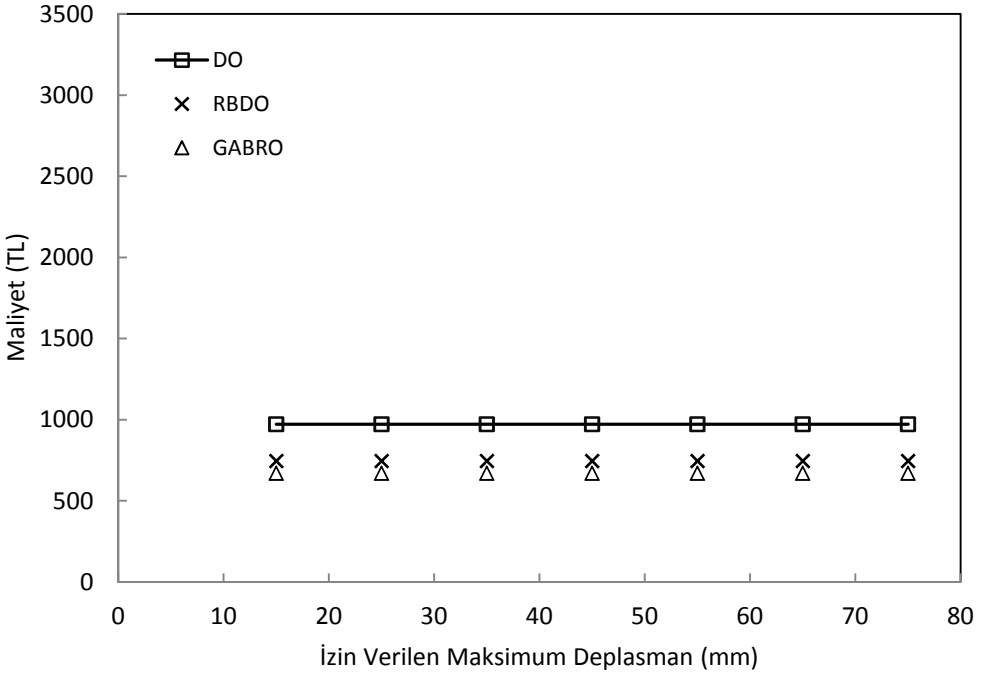
| $\delta_{maks}$ (mm) | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 15 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 25 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 35 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 55 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 65 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |
| 75 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.40. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin izin verilen maksimum deplasman odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 15 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 25 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 35 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 45 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 55 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 65 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 75 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.19. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.41. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyatodaklı deterministik optimizasyonu

| Birim fiyat yılı | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 2008 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 838 |

Çizelge 8.41. (Devam) Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyat odaklı deterministik optimizasyonu

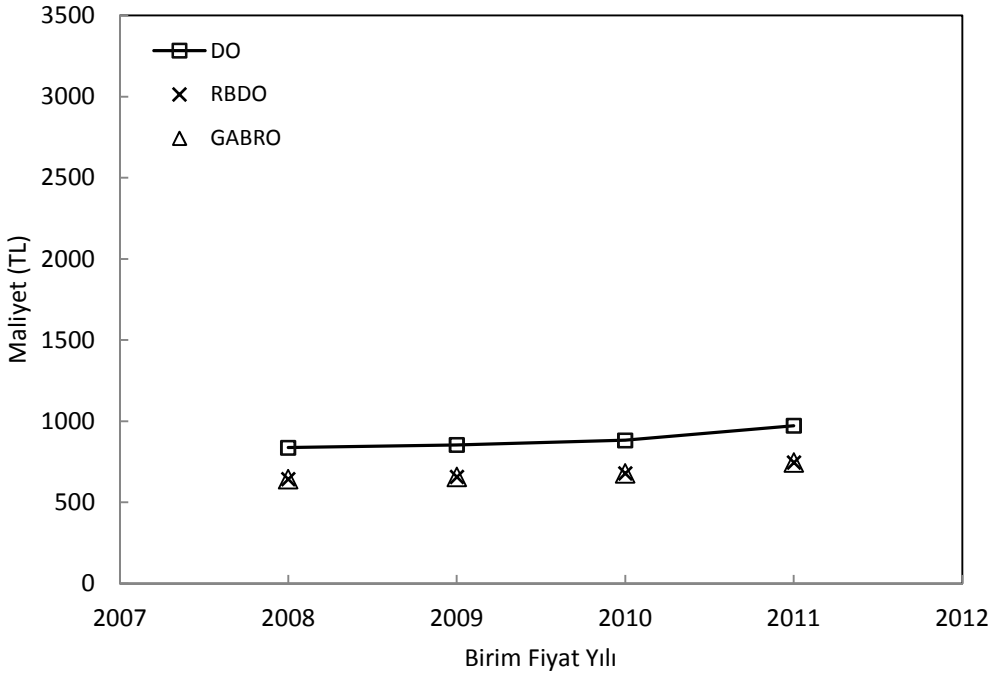
| Birim fiyat yılı | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 2009 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 854 |
| 2010 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 883 |
| 2011 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.42. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| Birim fiyat yılı | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 2008 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 644 |
| 2009 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 657 |
| 2010 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 679 |
| 2011 | 0.50 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 746 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi




Şekil 8.20. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması

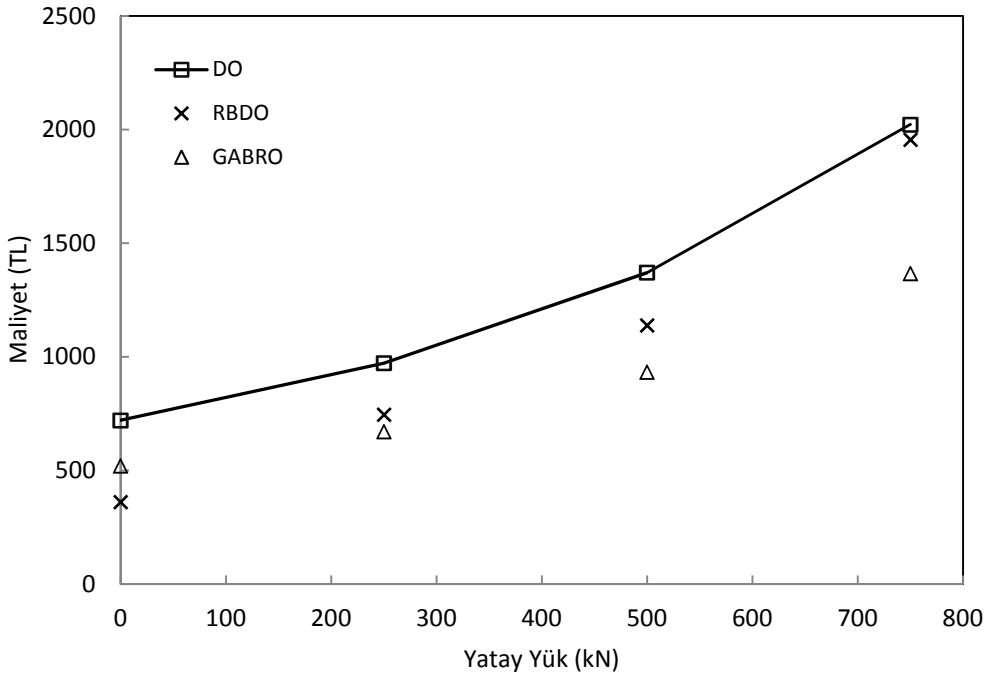
Çizelge 8.43. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin birim fiyat odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| Birim fiyat yılı | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 2008 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 579 |
| 2009 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 591 |
| 2010 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 610 |
| 2011 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $k_h$ = 0.1, $COV_\phi$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Yatay yükün düşey yüke oranı ($k_h$) odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Yatay yükün düşey yüke oranı ($k_h$) 0.0 - 0.4 arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.45'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının $k_h$ odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.21'de gösterilmiştir.




Şekil 8.21. Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyon ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının $k_h$ odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.44. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin $k_h$ odaklı deterministik optimizasyonu

| $k_h$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 0.0 | 2.08 | 2.08 | 2.08 | 720 |
| 0.1 | 2.42 | 2.42 | 2.42 | 972 |
| 0.2 | 2.87 | 2.87 | 2.87 | 1371 |
| 0.3 | 3.48 | 3.48 | 3.48 | 2022 |
| 0.4 | 4.00 | 4.00 | 5.25 | 3508 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, FS = 3, $COV_{kh}$ = %10, $COV_{\phi}$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.45. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin $k_h$ odaklı yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $k_h$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 1.00 | 0.0 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 362 |
| 0.50 | 0.1 | 2.11 | 2.11 | 2.11 | 863 |
| 0.44 | 0.2 | 2.62 | 2.62 | 2.62 | 1138 |
| 0.35 | 0.3 | 3.42 | 3.42 | 3.42 | 1955 |
| 0.10 | 0.4 | 4.73 | 4.73 | 4.73 | 3876 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $COV_{kh}$ = %10, $COV_{\phi}$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Çizelge 8.46. Deprem yükleri etkisindeki sığ temellerin $k_h$ odaklı genetik algoritma ile güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $k_h$ | D (m) | B (m) | L (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|
| 0.0 | 1.75 | 1.75 | 1.75 | 520 |
| 0.1 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 671 |
| 0.2 | 2.37 | 2.37 | 2.37 | 933 |
| 0.3 | 2.87 | 2.87 | 2.87 | 1367 |
| 0.4 | 3.58 | 3.58 | 3.58 | 2150 |

Not: V = 2500 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\beta$ = 2.3, $COV_{kh}$ = %10, $COV_{\phi}$ = %5, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Burland Burbidge oturma yöntemi

Şekil 8.21'e göre incelenen analiz değerlerinde yatay yükün düşey yüke oranının 0.0'dan 0.4'de yükselmesi durumunda maliyet, deterministik optimizasyonda %387 (720 TL, 3508 TL), yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda %970 (362 TL, 3876 TL) genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda %313 (520 TL, 2150 TL) artmıştır. Deterministik

optimizasyon incelenen analiz değerlerin hepsinde, güvenilirliğe datalı tasarım optimizasyonu maliyetlerinin üzerindedir. Ayrıca LRFRBDO yöntemi, düşük yatay yükte GABRO'dan daha küçük maliyetler verirken, yatay yükün artan değerleriyle GABRO'dan daha büyük maliyetler hesaplamıştır.

## 8.4. Fore Kazıkların Basınç Kuvvetleri Altında Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu

Kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların drenajlı yükleme koşullarında basınç kapasitesinin yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarımı aşağıdaki şekilde tanımlanır:

$$F_{50} = \psi_c^{ULS} Q_{cn}$$

Burada $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelen toplam yük, $\psi_c^{ULS}$ = Çizelge 8.47'deki direnç faktörleri, $Q_{cn}$ = nominal net taşıma gücüdür ve aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$Q_{cn} = Q_{sc} + Q_{tc} - W \tag{8.3}$$

Burada $Q_{sc}$ = yüzey kapasitesi, $Q_{tc}$ = uç kapasitesidir. Fore kazıkların basınç kapasitesinin bulunması bölüm 3.2'de anlatılmıştır. Bu bölümdeki tüm analizlerde kazığın kapasitenin belirlenmesi için Kulhawy taşıma gücü yöntemi ve SLS kriterini karşılanması için Kulhawy oturma yöntemi kullanılmıştır. Phoon ve ark. (1995) kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların ULS kriterine göre kalibrasyon çalışmasında hedef güvenilirlik indeksi (β) 3.2 için kazık çapını 1 - 3 m, kazık boyununun çapına oranını 4 - 8, yatay gerilme katsayısını 0.4 – 2.7, yatay gerilme katsayısının varyans katsayısı %30 - %90, efektif içsel sürtünme açısı 30 - 45°, efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 - %20, kayma modülü 4 – 15 MN/m$^2$, kayma modülü varyans katsayısı %40 - %80 arasında alarak Çizelge

8.47'deki direnç faktörlerini elde etmiştir. Bu çalışmada genel kayma durumu göz önünde bulundurularak Çizelge 8.47'deki direnç faktörleri kullanılmıştır.

Çizelge 8.47. Fore kazıkların drenajlı yükleme durumunda direnç faktörleri [Phoon, 1995]

| Yenilme Modu | Kum | $COV_{\phi}$' (%) | $\Psi_c^{ULS}$ |
|---|---|---|---|
| Genel kayma | Gevşek | 5-10 | 0.40 |
| | | 10-15 | 0.36 |
| | | 15-20 | 0.34 |
| | Orta | 5-10 | 0.37 |
| | | 10-15 | 0.31 |
| | | 15-20 | 0.27 |
| | Sıkı | 5-10 | 0.33 |
| | | 10-15 | 0.25 |
| | | 15-20 | 0.20 |
| Yerel kayma | Gevşek | 5-10 | 0.38 |
| | | 10-15 | 0.36 |
| | | 15-20 | 0.34 |
| | Orta | 5-10 | 0.36 |
| | | 10-15 | 0.33 |
| | | 15-20 | 0.30 |
| | Sıkı | 5-10 | 0.34 |
| | | 10-15 | 0.30 |
| | | 15-20 | 0.25 |

Kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların drenajlı yükleme koşullarında yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu istenilen güvenilirlik seviyesinde kazık çapı ve boyunun en düşük maliyeti verecek şekilde bulunmasından ibarettir ve aşağıdaki şekilde ifade edilir:

Amaç fonksiyonu:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \quad (8.4)$$

Kısıtlar:
ULS: $F_{50} \leq \psi_c^{ULS} Q_{cn}$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$
$1\ m \leq B \leq 3\ m, \quad 4 \leq D/B \leq 8$

Fore kazıkların basınç kuvvetleri etkisinde yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması için düşey yük (V) 2000 kN, elastisite modülü ($E_s$) 50 MPa, efektif içsel sürtünme açısı ($\phi$') 35°, izin verilen maksimum deplasman ($\delta_{maks}$) 25 mm, birim hacim ağırlık ($\gamma$) 20 kN/m$^3$ değerleri alınmıştır. Bu değerler temel kabul edilerek sadece hassasiyet çalışması yapılacak parametre değiştirilmiştir. Direnç faktörleri bulunmasında orta sıkı zemin için efektif içsel sürtünme açısınına varyans katsayısı %5 - %20 arasında değerlendirilmiştir.

### 8.4.1. Elastisite modülü odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Elastisite modülünün 10 – 70 MPa arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.48'de sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.22'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.48. Fore kazıkların elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 10000 | 7.56 | 1.20 | 3646 |
| 0.31 | 0.10 | 10000 | 9.62 | 1.20 | 4640 |
| 0.27 | 0.15 | 10000 | 11.46 | 1.20 | 5528 |
| 0.27 | 0.20 | 10000 | 11.46 | 1.20 | 5528 |

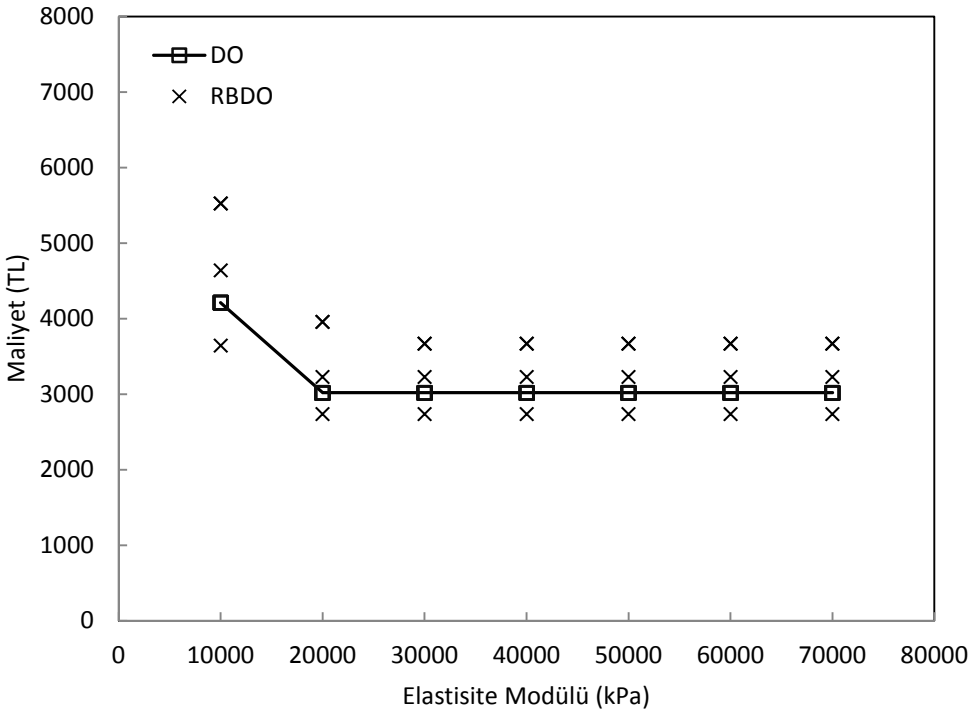
Çizelge 8.48. (Devam) Fore kazıkların elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 20000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 20000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 20000 | 8.20 | 1.20 | 3958 |
| 0.27 | 0.20 | 20000 | 8.20 | 1.20 | 3958 |
| 0.37 | 0.05 | 30000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 30000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 30000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 30000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 40000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 40000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 40000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 40000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 50000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 50000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 50000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 50000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 60000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 60000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 60000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 60000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 70000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 70000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 70000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 70000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |

Not: V = 2000 kN, $\phi$' = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

Çizelge 8.48 ve Şekil 8.22'ye göre efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %10, elastisite modülü 10 MPa için temel boyutları B = 1.20 m, D = 9.62 m, temel maliyeti 4640 TL iken, elastisite modülünün 20 MPa'a çıkması maliyeti %30 (3230 TL, temel boyutlarını B = 1.20 m, D = 6.69 m) düşürmüştür. Elastisite modülünün düşük değerleri, yapım maliyetini hem deterministik optimizasyon, hem de yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için artıran bir unsurdur. Analiz yapılan durum için elastisite modülü 20 MPa değerinden sonra yapım maliyeti üzerinde bir etkisi bulunmadığı görülmektedir. Efektif içsel sürtünme

açısı varyans katsayısı %5'den %20'e çıkması $E_s$ = 10 MPa için %34 maliyet artışına sebep olurken; $E_s$ = 70 MPa için %25 maliyet artışına sebep olmuştur.




Şekil 8.22. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması

### 8.4.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Efektif içsel sürtünme açısının 30 - 45° arasındaki değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.49'da sunulmuştur. Şekil 8.23'de güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması gösterilmiştir.

Çizelge 8.49. Fore kazıkların efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

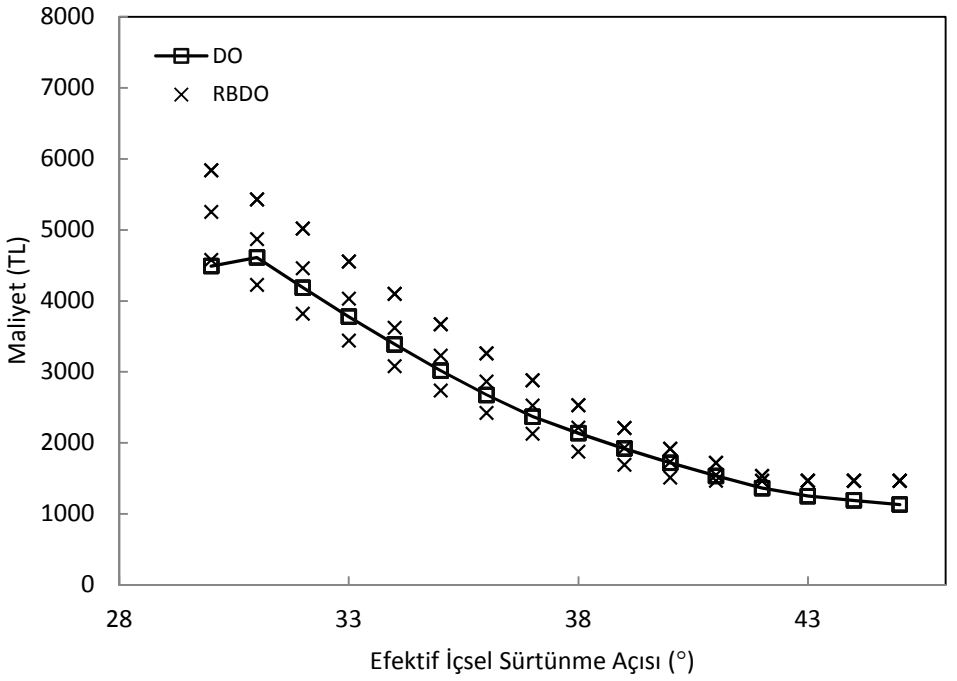
| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_{\phi'}$ | $\phi'$ (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 30 | 12.47 | 1.00 | 4577 |
| 0.31 | 0.10 | 30 | 14.32 | 1.00 | 5254 |
| 0.27 | 0.15 | 30 | 15.92 | 1.00 | 5840 |
| 0.27 | 0.20 | 30 | 15.92 | 1.00 | 5840 |
| 0.37 | 0.05 | 31 | 11.51 | 1.00 | 4224 |
| 0.31 | 0.10 | 31 | 13.27 | 1.00 | 4870 |
| 0.27 | 0.15 | 31 | 14.80 | 1.00 | 5431 |
| 0.27 | 0.20 | 31 | 14.80 | 1.00 | 5431 |
| 0.37 | 0.05 | 32 | 7.92 | 1.20 | 3821 |
| 0.31 | 0.10 | 32 | 9.24 | 1.20 | 4460 |
| 0.27 | 0.15 | 32 | 13.68 | 1.00 | 5019 |
| 0.27 | 0.20 | 32 | 13.68 | 1.00 | 5019 |
| 0.37 | 0.05 | 33 | 7.13 | 1.20 | 3440 |
| 0.31 | 0.10 | 33 | 8.35 | 1.20 | 4031 |
| 0.27 | 0.15 | 33 | 9.44 | 1.20 | 4554 |
| 0.27 | 0.20 | 33 | 9.44 | 1.20 | 4554 |
| 0.37 | 0.05 | 34 | 6.38 | 1.20 | 3079 |
| 0.31 | 0.10 | 34 | 7.50 | 1.20 | 3620 |
| 0.27 | 0.15 | 34 | 8.50 | 1.20 | 4101 |
| 0.27 | 0.20 | 34 | 8.50 | 1.20 | 4101 |
| 0.37 | 0.05 | 35 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 35 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 35 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 35 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 36 | 5.02 | 1.20 | 2423 |
| 0.31 | 0.10 | 36 | 5.94 | 1.20 | 2865 |
| 0.27 | 0.15 | 36 | 6.76 | 1.20 | 3263 |
| 0.27 | 0.20 | 36 | 6.76 | 1.20 | 3263 |
| 0.37 | 0.05 | 37 | 4.41 | 1.20 | 2130 |
| 0.31 | 0.10 | 37 | 5.24 | 1.20 | 2526 |
| 0.27 | 0.15 | 37 | 5.97 | 1.20 | 2883 |
| 0.27 | 0.20 | 37 | 5.97 | 1.20 | 2883 |
| 0.37 | 0.05 | 38 | 4.00 | 1.18 | 1879 |
| 0.31 | 0.10 | 38 | 4.59 | 1.20 | 2214 |
| 0.27 | 0.15 | 38 | 5.25 | 1.20 | 2531 |
| 0.27 | 0.20 | 38 | 5.25 | 1.20 | 2531 |
| 0.37 | 0.05 | 39 | 4.00 | 1.10 | 1690 |
| 0.31 | 0.10 | 39 | 4.00 | 1.20 | 1929 |
| 0.27 | 0.15 | 39 | 4.58 | 1.20 | 2209 |
| 0.27 | 0.20 | 39 | 4.58 | 1.20 | 2209 |

Çizelge 8.49. (Devam) Fore kazıkların efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_{\phi'}$ | $\phi'$ (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 40 | 4.00 | 1.02 | 1514 |
| 0.31 | 0.10 | 40 | 4.00 | 1.12 | 1732 |
| 0.27 | 0.15 | 40 | 4.00 | 1.20 | 1919 |
| 0.27 | 0.20 | 40 | 4.00 | 1.20 | 1919 |
| 0.37 | 0.05 | 41 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 41 | 4.00 | 1.04 | 1548 |
| 0.27 | 0.15 | 41 | 4.00 | 1.11 | 1719 |
| 0.27 | 0.20 | 41 | 4.00 | 1.11 | 1719 |
| 0.37 | 0.05 | 42 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 42 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 42 | 4.00 | 1.03 | 1532 |
| 0.27 | 0.20 | 42 | 4.00 | 1.03 | 1532 |
| 0.37 | 0.05 | 43 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 43 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 43 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.37 | 0.05 | 44 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 44 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 44 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.20 | 44 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.37 | 0.05 | 45 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 45 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 45 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.20 | 45 | 4.00 | 1.00 | 1468 |

Not: V = 2000 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

Efektif içsel sürtünme açısı sabit iken $COV_\phi$'nin %5 ile %20 arasındaki değişen değeri temelin inşaat maliyetinde $\phi'$ = 42° için %4 (temel boyutları B = 1.00 m, D = 4.00 m) ile $\phi'$ = 38° için %26 (temel boyutları B = 1.20 m, D = 5.97 m) arasında değişen artışlarına sebep olmaktadır. Şekil 8.23'den de görüleceği üzere RBDO için düşük $\phi$ değerindeki $COV_\phi$ değişiminin, yüksek $\phi'$ değerlerindeki $COV_\phi$ değişimine göre maliyet üzerindeki etkisi daha fazladır. Efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısının artması bütün durumlarda temel maliyetini artırmaktadır. En büyük temel boyutları $\phi'$ = 30° ve $COV_\phi$ = % 20 değerlerinde B = 1.00 m, D = 15.92 m olarak saptanmıştır.




Şekil 8.23. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması

Efektif içsel sürtünme açısı 43°'den sonra yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için minimum olan B = 1.00 m, D = 4.00 m ve (maliyet = 1468 TL) değerlerini vermiştir. İncelenen efektif içsel sürtünme açısı aralığı için deterministik optimizasyon yöntemine göre tasarım, minimum geometrik sınır değerlere (temel boyu = 5 m, temel çapı = 0.2 m) ulaşmamıştır.

Deterministik optimizasyonda efektif içsel sürtünme açısının 45°'den 30°'ye düşmesi yapım maliyetinde %75'lik (1132 TL, 4612 TL) artışa neden olurken; COV$\phi$ = %20 için yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda da %75'lik (1468 TL, 5840 TL) artışa neden olmuştur. Efektif içsel sürtünme açısının artan değerleri deterministik ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında doğrusal olmayan şekilde yapım maliyetini azaltmaktadır. İncelenen analiz değerlerinde efektif içsel sürtünme açısınının düşük değerleri, yapım maliyetini hem deterministik optimizasyon, hem de yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu için artıran bir unsurdur.

Efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün Eş. 2.18'deki korelasyonu göz önüne alınarak fore kazıkların yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Buna göre efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45° arasında değişen değerleriyle korele olan elastisite modülü değerleri kullanılarak yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.50'de ve maliyet karşılaştırmaları Şekil 8.24'de verilmiştir.

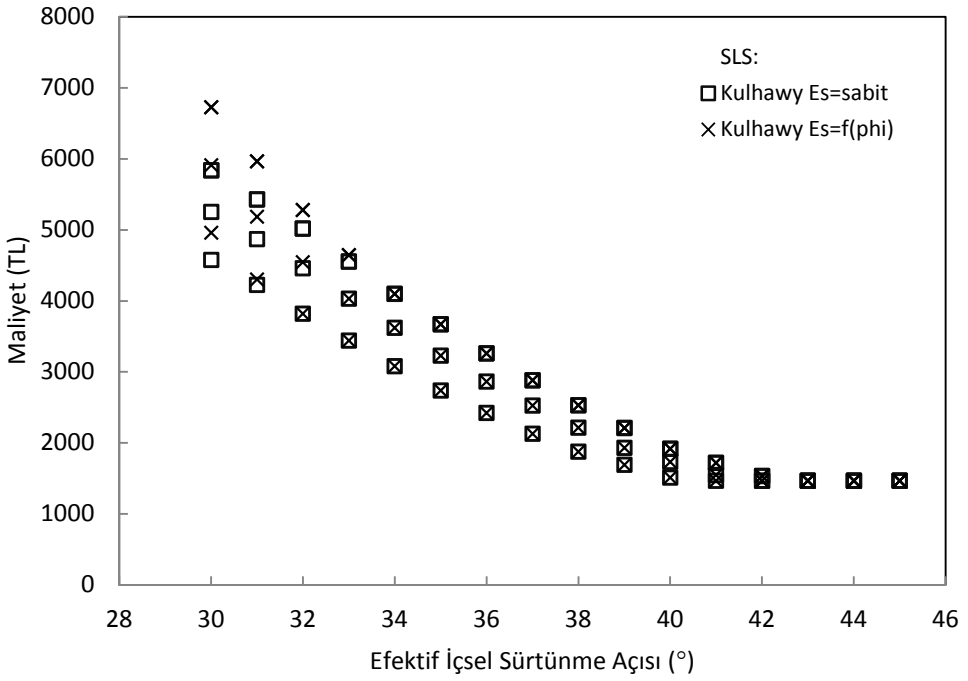
Çizelge 8.50. Fore kazıkların elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_{\phi'}$ | $\phi'$ (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 30 | 10878 | 10.28 | 1.20 | 4961 |
| 0.31 | 0.10 | 30 | 13277 | 16.10 | 1.00 | 5912 |
| 0.27 | 0.15 | 30 | 13273 | 16.00 | 1.09 | 6726 |
| 0.27 | 0.20 | 30 | 13273 | 16.00 | 1.09 | 6726 |
| 0.37 | 0.05 | 31 | 13321 | 8.92 | 1.20 | 4304 |
| 0.31 | 0.10 | 31 | 14475 | 10.75 | 1.20 | 5187 |
| 0.27 | 0.15 | 31 | 15425 | 12.37 | 1.20 | 5968 |
| 0.27 | 0.20 | 31 | 15425 | 12.37 | 1.20 | 5968 |
| 0.37 | 0.05 | 32 | 15727 | 7.92 | 1.20 | 3821 |
| 0.31 | 0.10 | 32 | 16971 | 9.42 | 1.20 | 4546 |
| 0.27 | 0.15 | 32 | 18145 | 10.94 | 1.20 | 5280 |
| 0.27 | 0.20 | 32 | 18145 | 10.94 | 1.20 | 5280 |
| 0.37 | 0.05 | 33 | 18112 | 7.13 | 1.20 | 3440 |
| 0.31 | 0.10 | 33 | 19393 | 8.35 | 1.20 | 4031 |
| 0.27 | 0.15 | 33 | 20652 | 9.63 | 1.20 | 4645 |
| 0.27 | 0.20 | 33 | 20652 | 9.63 | 1.20 | 4645 |
| 0.37 | 0.05 | 34 | 20360 | 6.38 | 1.20 | 3079 |
| 0.31 | 0.10 | 34 | 21813 | 7.50 | 1.20 | 3620 |
| 0.27 | 0.15 | 34 | 23032 | 8.50 | 1.20 | 4101 |
| 0.27 | 0.20 | 34 | 23032 | 8.50 | 1.20 | 4101 |
| 0.37 | 0.05 | 35 | 22485 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 35 | 24079 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 35 | 25430 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 35 | 25430 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 36 | 24475 | 5.02 | 1.20 | 2423 |
| 0.31 | 0.10 | 36 | 26222 | 5.94 | 1.20 | 2865 |
| 0.27 | 0.15 | 36 | 27687 | 6.76 | 1.20 | 3263 |

Çizelge 8.50. (Devam) Fore kazıkların elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_{\phi'}$ | $\phi'$ (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.27 | 0.20 | 36 | 27687 | 6.76 | 1.20 | 3263 |
| 0.37 | 0.05 | 37 | 26351 | 4.41 | 1.20 | 2130 |
| 0.31 | 0.10 | 37 | 28233 | 5.24 | 1.20 | 2526 |
| 0.27 | 0.15 | 37 | 29790 | 5.97 | 1.20 | 2883 |
| 0.27 | 0.20 | 37 | 29790 | 5.97 | 1.20 | 2883 |
| 0.37 | 0.05 | 38 | 28488 | 4.00 | 1.18 | 1879 |
| 0.31 | 0.10 | 38 | 30118 | 4.59 | 1.20 | 2214 |
| 0.27 | 0.15 | 38 | 31789 | 5.25 | 1.20 | 2531 |
| 0.27 | 0.20 | 38 | 31789 | 5.25 | 1.20 | 2531 |
| 0.37 | 0.05 | 39 | 31612 | 4.00 | 1.10 | 1690 |
| 0.31 | 0.10 | 39 | 31920 | 4.00 | 1.20 | 1929 |
| 0.27 | 0.15 | 39 | 33654 | 4.58 | 1.20 | 2209 |
| 0.27 | 0.20 | 39 | 33654 | 4.58 | 1.20 | 2209 |
| 0.37 | 0.05 | 40 | 34911 | 4.00 | 1.02 | 1514 |
| 0.31 | 0.10 | 40 | 35257 | 4.00 | 1.12 | 1732 |
| 0.27 | 0.15 | 40 | 35531 | 4.00 | 1.20 | 1919 |
| 0.37 | 0.05 | 41 | 38645 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 41 | 38799 | 4.00 | 1.04 | 1548 |
| 0.27 | 0.15 | 41 | 39068 | 4.00 | 1.11 | 1719 |
| 0.27 | 0.20 | 41 | 39068 | 4.00 | 1.11 | 1719 |
| 0.37 | 0.05 | 42 | 42753 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 42 | 42753 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 42 | 42881 | 4.00 | 1.03 | 1532 |
| 0.27 | 0.20 | 42 | 42881 | 4.00 | 1.03 | 1532 |
| 0.37 | 0.05 | 43 | 47218 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 43 | 47218 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 43 | 47218 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.20 | 43 | 47218 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.37 | 0.05 | 44 | 52110 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 44 | 52110 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 44 | 52110 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.20 | 44 | 52110 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.37 | 0.05 | 45 | 57517 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 45 | 57517 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 45 | 57517 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.20 | 45 | 57517 | 4.00 | 1.00 | 1468 |

Not: V = 2000 kN, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi




Şekil 8.24. Fore kazıkların Kulhawy taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması

Şekil 8.24 incelendiğinde $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun göz önünde bulundurulduğu RBDO $\phi$' = 30 - 33° arasında, $E_s$ sabit olan RBDO'lara göre % 18'e (6726 TL, 5528 TL) kadar maliyeti yüksek yapabilmektedir. $\phi$' = 34 - 45° arasında ise $E_s$ - $\phi$' korelasyonu olan ve olmayan RBDO analizleri hemen hemen aynı maliyetleri vermektedir.

### 8.4.3. Düşey yük odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

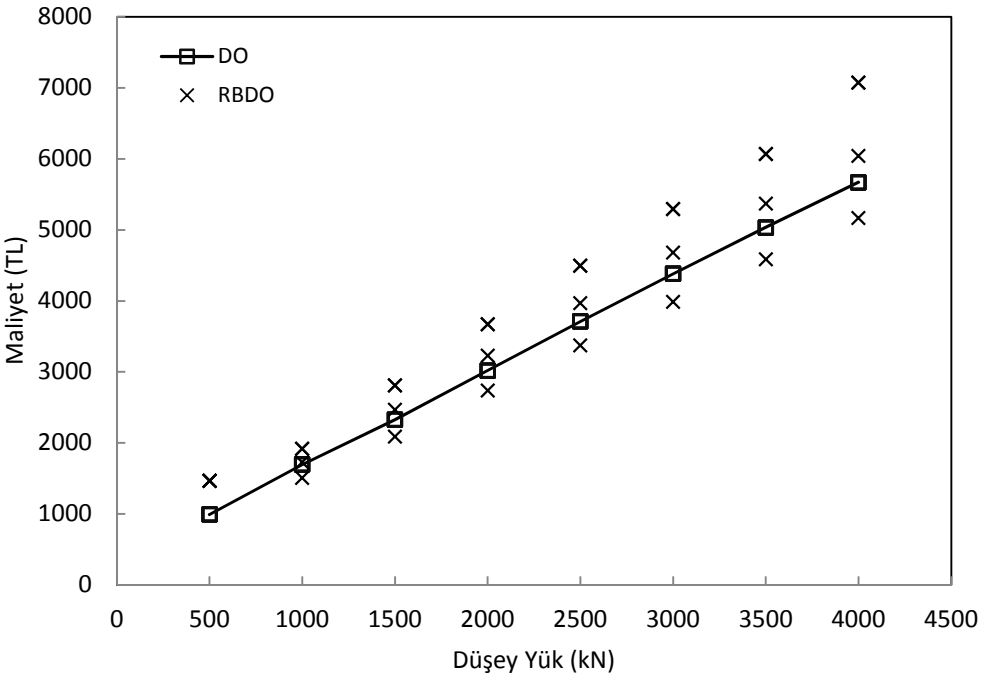
Düşey yükün 500 - 4000 kN arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.51'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.25'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.51. Fore kazıkların düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 500 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 0.10 | 500 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.15 | 500 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.27 | 0.20 | 500 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.37 | 0.05 | 1000 | 4.00 | 1.02 | 1505 |
| 0.31 | 0.10 | 1000 | 4.00 | 1.11 | 1727 |
| 0.27 | 0.15 | 1000 | 4.00 | 1.19 | 1918 |
| 0.27 | 0.20 | 1000 | 4.00 | 1.19 | 1918 |
| 0.37 | 0.05 | 1500 | 4.32 | 1.20 | 2087 |
| 0.31 | 0.10 | 1500 | 5.11 | 1.20 | 2468 |
| 0.27 | 0.15 | 1500 | 5.82 | 1.20 | 2810 |
| 0.27 | 0.20 | 1500 | 5.82 | 1.20 | 2810 |
| 0.37 | 0.05 | 2000 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 2000 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 2000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 2000 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 2500 | 6.99 | 1.20 | 3371 |
| 0.31 | 0.10 | 2500 | 8.22 | 1.20 | 3966 |
| 0.27 | 0.15 | 2500 | 9.32 | 1.20 | 4497 |
| 0.27 | 0.20 | 2500 | 9.32 | 1.20 | 4497 |
| 0.37 | 0.05 | 3000 | 8.26 | 1.20 | 3986 |
| 0.31 | 0.10 | 3000 | 9.70 | 1.20 | 4679 |
| 0.27 | 0.15 | 3000 | 10.97 | 1.20 | 5295 |
| 0.27 | 0.20 | 3000 | 10.97 | 1.20 | 5295 |
| 0.37 | 0.05 | 3500 | 9.50 | 1.20 | 4584 |
| 0.31 | 0.10 | 3500 | 11.13 | 1.20 | 5371 |
| 0.27 | 0.15 | 3500 | 12.57 | 1.20 | 6068 |
| 0.27 | 0.20 | 3500 | 12.57 | 1.20 | 6068 |
| 0.37 | 0.05 | 4000 | 10.71 | 1.20 | 5167 |
| 0.31 | 0.10 | 4000 | 12.52 | 1.20 | 6043 |
| 0.27 | 0.15 | 4000 | 14.66 | 1.20 | 7074 |
| 0.27 | 0.20 | 4000 | 14.66 | 1.20 | 7074 |

Not: $\phi' = 35°$, $E_s = 50$ MPa, $\delta_{maks} = 25$ mm, $\gamma = 20$ kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

Çizelge 8.51 ve Şekil 8.25'de düşey yükün artmasıyla maliyetin, deterministik optimizasyonda yaklaşık lineer bir şekilde, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda eğrisel şekilde arttığı görülmektedir.




Şekil 8.25. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması

Düşey yükün 500 kN ve daha az olduğu durumda yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sınır değerlere göre şekillendirilerek B = 1.00 m D = 4.00 m ve maliyet 1468 TL olarak hesaplanmıştır. COVϕ = %10, V = 500 kN değerinde deterministik optimizasyona göre temel boyutları B = 0.66 m, D = 5.00 m, maliyet 992 TL ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçlarına göre temel boyutları B = 1.00 m D = 4.00 m, maliyet 1468 TL iken; V = 4000 kN için deterministik optimizasyonda temel boyutları B = 1.20 m D = 11.75 m maliyet artışı %83 (5669 TL), LRFRBDO sonuçlarına göre temel geometrisi B = 1.20 m D = 12.52 m ve maliyet artışı %76 (6043 TL) olarak saptanmıştır. Analiz edilen düşey yük aralığına göre deterministik optimizasyon daha fazla maliyet artışına sebep olmaktadır. V= 1000 kN, COVϕ %5'den %20'ye çıkması durumunda maliyet %22 (1505 TL, 1918 TL) artarken V= 4000 kN değerinde, COVϕ %5'den %20'ye çıkması maliyeti %27 (5167 TL, 7074 TL) yükseltmiştir. Bu durum yüksek düşey yük değerlerinde, düşük düşey yük değerlerine göre bilinmezliklerin maliyetinin çok daha yüksek olduğunu göstermektedir.

### 8.4.4. Birim hacim ağırlık odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Birim hacim ağırlığın 16 - 22 kN/m$^3$ arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.52'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.26'da gösterilmiştir.

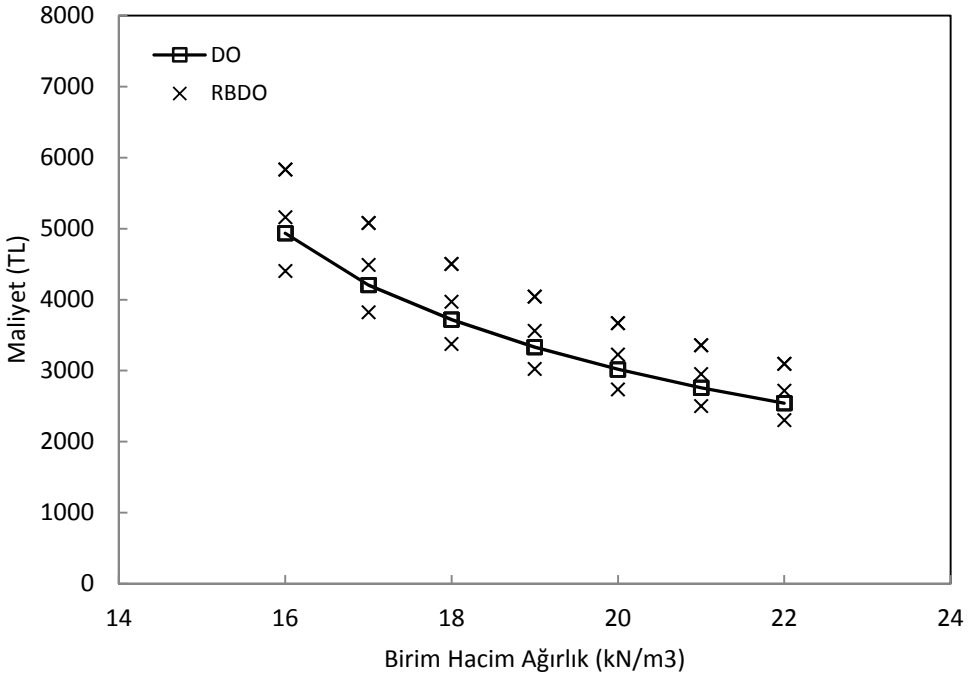
Çizelge 8.52. Fore kazıkların birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 16 | 9.13 | 1.20 | 4407 |
| 0.31 | 0.10 | 16 | 10.70 | 1.20 | 5165 |
| 0.27 | 0.15 | 16 | 12.09 | 1.20 | 5836 |
| 0.27 | 0.20 | 16 | 12.09 | 1.20 | 5836 |
| 0.37 | 0.05 | 17 | 7.93 | 1.20 | 3824 |
| 0.31 | 0.10 | 17 | 9.31 | 1.20 | 4491 |
| 0.27 | 0.15 | 17 | 10.54 | 1.20 | 5084 |
| 0.27 | 0.20 | 17 | 10.54 | 1.20 | 5084 |
| 0.37 | 0.05 | 18 | 7.00 | 1.20 | 3378 |
| 0.31 | 0.10 | 18 | 8.23 | 1.20 | 3974 |
| 0.27 | 0.15 | 18 | 9.33 | 1.20 | 4504 |
| 0.27 | 0.20 | 18 | 9.33 | 1.20 | 4504 |
| 0.37 | 0.05 | 19 | 6.27 | 1.20 | 3025 |
| 0.31 | 0.10 | 19 | 7.38 | 1.20 | 3564 |
| 0.27 | 0.15 | 19 | 8.38 | 1.20 | 4044 |
| 0.27 | 0.20 | 19 | 8.38 | 1.20 | 4044 |
| 0.37 | 0.05 | 20 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 20 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 20 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 20 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 21 | 5.19 | 1.20 | 2502 |
| 0.31 | 0.10 | 21 | 6.12 | 1.20 | 2954 |
| 0.27 | 0.15 | 21 | 6.96 | 1.20 | 3359 |
| 0.27 | 0.20 | 21 | 6.96 | 1.20 | 3359 |
| 0.37 | 0.05 | 22 | 4.77 | 1.20 | 2303 |
| 0.31 | 0.10 | 22 | 5.64 | 1.20 | 2722 |
| 0.27 | 0.15 | 22 | 6.42 | 1.20 | 3096 |

Çizelge 8.52. (Devam) Fore kazıkların birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.27 | 0.20 | 22 | 6.42 | 1.20 | 3096 |

Not: V = 2000 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi



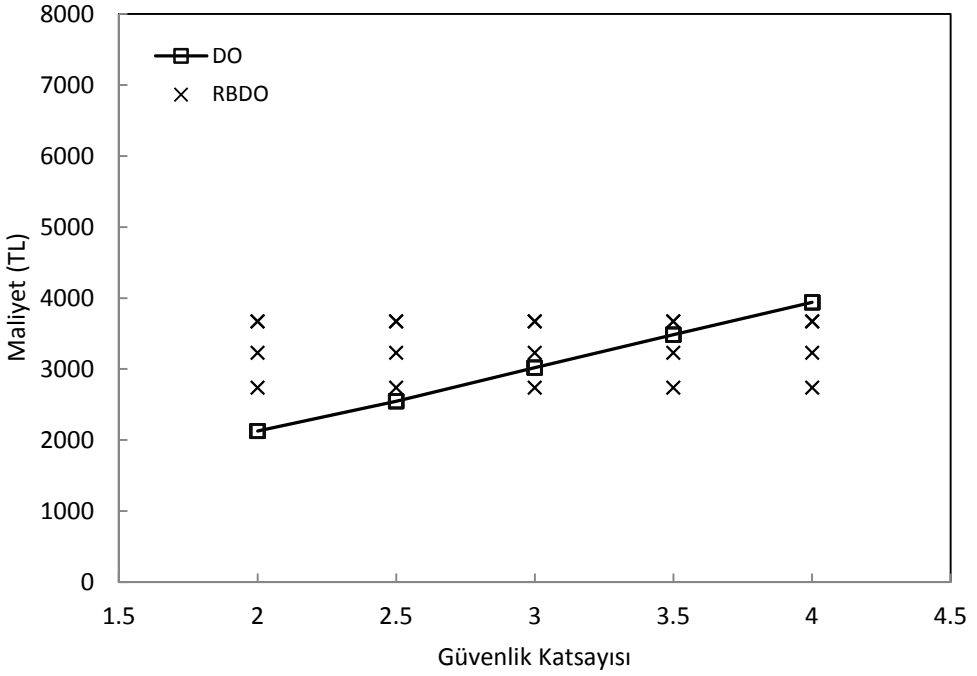

Şekil 8.26. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması

Birim hacim ağırlık sabit iken varyans katsayısının %5'den %20'e çıkması temelin inşaat maliyetinde %24 ile %26 arasında değişen artışa sebep olmaktadır. Buna göre düşük birim hacim ağırlık değerinde $COV_\phi$ değişiminin yüksek birim hacim ağırlık değerlerindeki $COV_\phi$ değişimine göre maliyet üzerindeki etkisi daha fazladır (%24, %26). En büyük temel boyutları $\gamma$ = 16 kN/m$^3$ ve $COV_\phi$ = % 20 değerinde B = 1.20 m, D = 12.09 m, maliyet 5836 TL; en küçük temel boyutları $\gamma$ = 22 kN/m$^3$ ve $COV_\phi$ = %5 değerinde B = 1.20 m, D = 4.77 m, maliyet 2303 TL olarak saptanmıştır. Deterministik optimizasyonda birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$'den 22 kN/m$^3$'e artması, yapım maliyetinde %49'luk (2542 TL, 4938 TL) artışa neden olurken; $COV_\phi$ = %20 için yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım

optimizasyonunda %47'lik (3096 TL, 5836 TL) bir artışa neden olmuştur. Birim hacim ağırlığın artan değerleri deterministik ve LRFRBDO eğrisel şekilde yapım maliyetini azaltmaktadır.

### 8.4.5. Güvenlik katsayısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.27'de gösterilmiştir.




Şekil 8.27. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması

Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu, güvenlik katsayısı gibi bir değişkene bağlı olmadığından sadece içsel sürtünme açısı varyans katsayısına göre farklı değerler aldığı Şekil 8.27'de görülmektedir. RBDO yaklaşımı için COV$\phi$ = %5 değerinde temel boyutları B= 1.20 m, D = 5.68 m, maliyet 2739 TL

iken, COVϕ değerinin %20'ye çıkması temel boyutlarını B= 1.20 m, D = 7.60 m ve maliyeti 3670 TL yaparak %25 artışa sebep olmuştur.

### 8.4.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

İzin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.53'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.28'de gösterilmiştir.

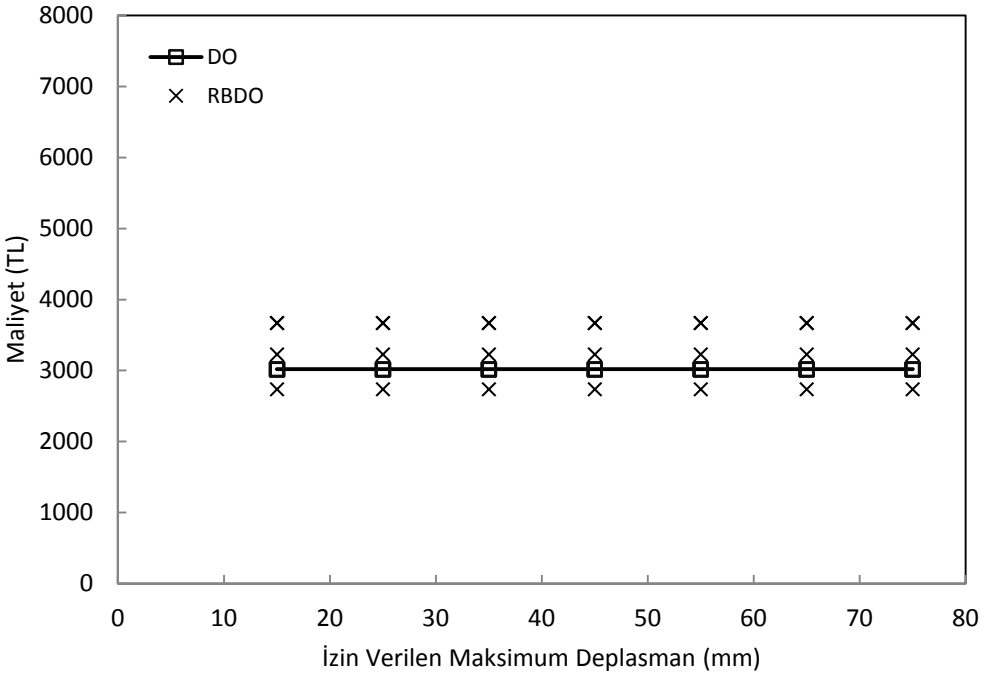
Çizelge 8.53. Fore kazıkların izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 15 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 15 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 15 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 15 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 25 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 25 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 25 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 25 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 35 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 35 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 35 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 35 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 45 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 45 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 45 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 45 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 55 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 55 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 55 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 55 | 7.60 | 1.20 | 3670 |

Çizelge 8.53. (Devam) Fore kazıkların izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 65 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 65 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 65 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 65 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.37 | 0.05 | 75 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 75 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 75 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 75 | 7.60 | 1.20 | 3670 |

Not: V = 2000 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi




Şekil 8.28. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.53'de analiz edilen örnek durum için izin verilen maksimum deplasmanın deterministik ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları üzerinde etkisinin olmadığı görülmektedir. COV$\phi$ = %5'den %20'e çıkması maliyeti LRFRBDO'da %34 maliyeti artırmaktadır (2739 TL, 3670 TL).

### 8.4.7. Birim fiyat odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

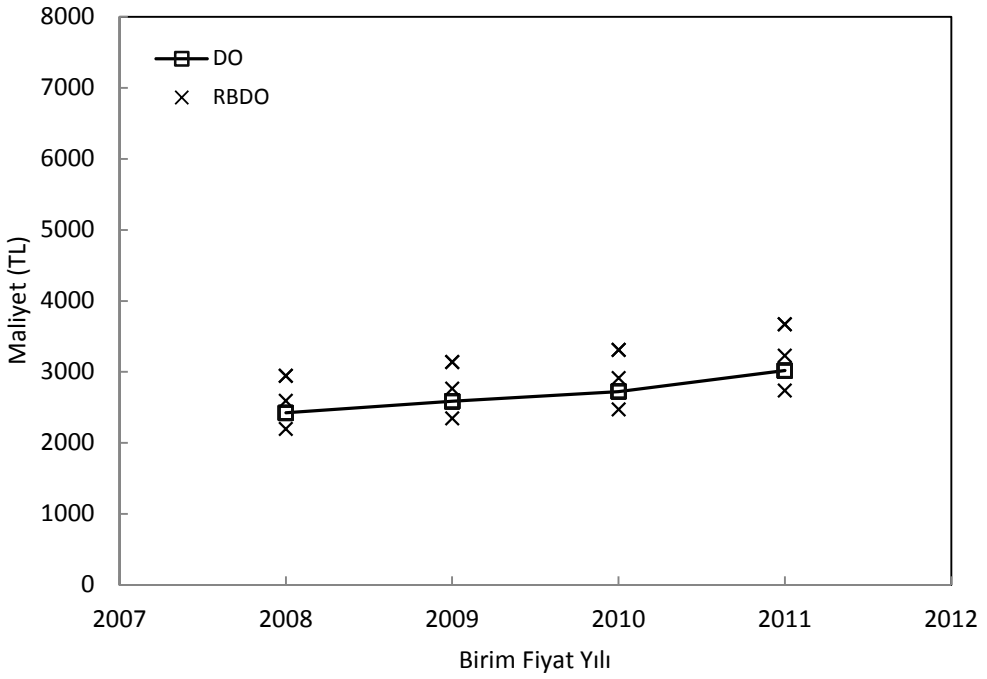
Birim fiyatların 2008 – 2011 yıllarında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.54'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının birim fiyat yılı odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.29'da gösterilmiştir.

Çizelge 8.54. Fore kazıkların birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_c^{ULS}$ | $COV_\phi$ | Birim fiyat | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.05 | 2008 | 5.68 | 1.20 | 2199 |
| 0.31 | 0.10 | 2008 | 6.69 | 1.20 | 2593 |
| 0.27 | 0.15 | 2008 | 7.60 | 1.20 | 2946 |
| 0.27 | 0.20 | 2008 | 7.60 | 1.20 | 2946 |
| 0.37 | 0.05 | 2009 | 5.68 | 1.20 | 2345 |
| 0.31 | 0.10 | 2009 | 6.69 | 1.20 | 2765 |
| 0.27 | 0.15 | 2009 | 7.60 | 1.20 | 3141 |
| 0.27 | 0.20 | 2009 | 7.60 | 1.20 | 3141 |
| 0.37 | 0.05 | 2010 | 5.68 | 1.20 | 2471 |
| 0.31 | 0.10 | 2010 | 6.69 | 1.20 | 2914 |
| 0.27 | 0.15 | 2010 | 7.60 | 1.20 | 3310 |
| 0.27 | 0.20 | 2010 | 7.60 | 1.20 | 3310 |
| 0.37 | 0.05 | 2011 | 5.68 | 1.20 | 2739 |
| 0.31 | 0.10 | 2011 | 6.69 | 1.20 | 3230 |
| 0.27 | 0.15 | 2011 | 7.60 | 1.20 | 3670 |
| 0.27 | 0.20 | 2011 | 7.60 | 1.20 | 3670 |

Not: V = 2000 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, orta sıkı kohezyonsuz zemin, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

2008 yılının birim fiyatlarına göre deterministik optimizasyonda temel boyutları B = 1.20 m, D = 6.26 m, maliyeti 2424 TL iken, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $COV_\phi$ %10 için temel boyutları B = 1.20 m, D = 6.69 m ve maliyet 2593 TL ile artış %7, 2011 yılının birim fiyatlarına göre deterministik optimizasyonda temel boyutları 2008 yılı ile aynı, maliyeti 2424 TL iken, LRFRBDO'da $COV_\phi$ %10 için temel boyutları 2011 yılı ile aynı ve maliyet 3230 TL ile artış %20 olarak belirlenmiştir.




Şekil 8.29. Fore kazıkların basınç kuvvetinde deterministik optimizasyon ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması

Birim fiyat yılının değişmesi deterministik ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında temel boyutlarını değiştirmemiştir. RBDO'da maliyet ve temel boyutunu sadece $COV_{\phi}$ ile değiştirmektedir. Maliyetlerde her iki optimizasyon yöntemi içinde lineer olan bir artış söz konusudur. Birim fiyat aynı iken $COV_{\phi}$'nin %5'den %20'ye çıkması maliyeti %25 artırmaktadır ve bu durum birim fiyatın hangi yıla göre hesaplandığından bağımsız olarak gerçekleşmiştir.

## 8.5. Fore Kazıkların Çekme Yüklemesi Durumunda Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu

Kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların drenajlı çekme yüklemesi durumunda yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarımı aşağıdaki şekilde tanımlanır:

$$F_{50} = \psi_u^{ULS} Q_{un} \tag{8.5}$$

Burada $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelen toplam yük, $\psi_u^{ULS}$ = Çizelge 8.55'deki direnç faktörleri, $Q_{un}$ = nominal net taşıma gücüdür ve aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$Q_{un} = Q_{su} + Q_{tu} + W \tag{8.6}$$

Burada $Q_{su}$ = yüzey kapasitesi, $Q_{tu}$ = uç kapasitesidir. Fore kazıkların çekme kapasitesinin bulunması bölüm 3.3'de anlatılmıştır. Bu bölümdeki tüm analizlerde kazığın çekme kapasitenin belirlenmesi için Kulhawy taşıma gücü yöntemi ve SLS kriterini karşılanması için Kulhawy oturma yöntemi kullanılmıştır. Phoon ve ark. (1995) kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların çekme için ULS kriterine göre kalibrasyon çalışmasında hedef güvenilirlik indeksi (β) 3.2 için kazık çapını 1 - 3 m, kazık boyununun çapına oranını 4 - 8, yatay gerilme katsayısını 0.3 – 3.0, yatay gerilme katsayısının varyans katsayısı %30 - %90, efektif içsel sürtünme açısı 30 - 45°, efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 - %20 arasında alarak Çizelge 8.55'deki direnç faktörlerini elde etmişlerdir. Bu çalışmada Çizelge 8.55'deki direnç faktörleri kullanılmıştır.

Çizelge 8.55. Fore kazıkların drenajlı çekme yükleri altında direnç faktörleri [Phoon, 1995]

| $m_{K0'}$ | $COV_{K0'}$ (%) | $\Psi_{up}^{ULS}$ |
|---|---|---|
| 0.3-1.0 | 30-50 | 0.41 |
| | 50-70 | 0.37 |
| | 70-90 | 0.35 |
| 1.0-3.0 | 30-50 | 0.38 |
| | 50-70 | 0.31 |
| | 70-90 | 0.27 |

Not: $K_0$ = yatay gerilme katsayısı

Kohezyonsuz zeminlerdeki fore kazıkların drenajlı çekme yüklemesi durumunda yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu istenilen

güvenilirlik seviyesinde kazık çapı ve boyunun en düşük maliyeti verecek şekilde bulunmasından ibarettir ve aşağıdaki şekilde amaç fonksiyonu ifade edilir:

$$\min_{x,d} Z = f\left(B, D, H, B_0, L_0, k, c_e, c_f, c_c, c_r, c_b\right) \tag{8.7}$$

Kısıtlar:
ULS: $F_{50} \leq \psi_{up}^{ULS} Q_{un}$
SLS: $\delta \leq \delta_{maks}$
$1\ m \leq B \leq 3\ m, \quad 4 \leq D / B \leq 8$

Fore kazıkların çekme kuvvetleri etkisinde yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması için düşey yük (V) 400 kN, elastisite modülü ($E_s$) 50 MPa, efektif içsel sürtünme açısı ($\phi$') 35°, izin verilen maksimum deplasman ($\delta_{maks}$) 25 mm, birim hacim ağırlık ($\gamma$) 20 kN/m$^3$, yatay gerilme katsayısı ($k_0$) 0.7 ve 2.0 ve yatay gerilme katsayısı varyans katsayısı ($COV_{k0}$) %40 - %80 arasında alınmıştır. Bu değerler temel kabul edilerek sadece hassasiyet çalışması yapılacak parametre değiştirilmiştir.

### 8.5.1. Elastisite modülü odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Elastisite modülünün 10 – 70 MPa arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.56'da sunulmuştur. Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.30'da gösterilmiştir.

Çizelge 8.56. Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_u^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 10000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 10000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |

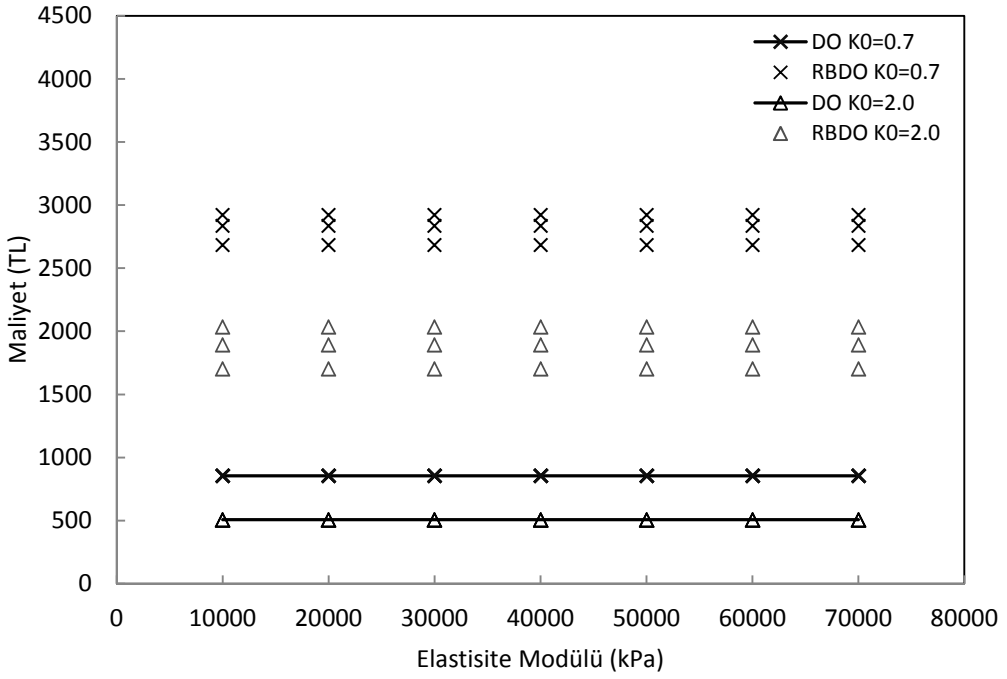
Çizelge 8.56. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_u^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 10000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 10000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 10000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 10000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 20000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 20000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 20000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 20000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 20000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 20000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 30000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 30000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 30000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 30000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 30000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 30000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 40000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 40000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 40000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 40000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 40000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 40000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 50000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 50000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 50000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 50000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 50000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 50000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 60000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 60000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 60000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 60000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 60000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 60000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 70000 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 70000 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 70000 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 70000 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 70000 | 5.16 | 1.00 | 1894 |

Çizelge 8.56. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_u^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 70000 | 5.55 | 1.00 | 2035 |

Not: V = 400 kN, $\phi$' = 35°, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi




Şekil 8.30. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması

Çizelge 8.56 ve Şekil 8.30'a göre deterministik ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları için elastisite modülünün değişmesi yapım maliyetini değiştirmemektedir. Deterministik optimizasyon tasarımında yatay gerilme katsayısı $k_0$ = 0.7 değerinde temel boyutları B = 0.20 m, D = 19.44 m, yapım maliyeti 856 TL iken $k_0$ = 2.0 için temel boyutları B = 0.20 m, D = 11.53 m ve yapım maliyeti (508 TL) %59 düşmektedir. Yatay gerilme katsayısı varyans katsayısı ($COV_{k0}$) % 60 için yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçlarına bakılacak olursa $k_0$ = 0.7 değerinde temel boyutları B = 1.00 m, D = 7.73 m, yapım maliyeti 2836 TL iken $k_0$ = 2.0 için temel boyutları B =

1.00 m, D = 5.16 m ve yapım maliyeti (1894 TL) %67 düşmektedir. LRFRBDO'da $COV_{k0}$ değerinin %40'dan %80'e çıkması $k_0$ = 0.7 için maliyeti %8; $k_0$ = 2.0 için maliyeti %16 artırmaktadır.

### 8.5.2. Efektif içsel sürtünme açısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Efektif içsel sürtünme açısının 30 - 45° arasındaki değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.57'de sunulmuştur. Şekil 8.31'de güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının elastisite modülü odaklı maliyet karşılaştırması gösterilmiştir.

Çizelge 8.57. Fore kazıkların çekme durumunda efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 30 | 10314 | 9.32 | 1.00 | 3420 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 30 | 10580 | 9.86 | 1.00 | 3617 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 30 | 10726 | 10.16 | 1.00 | 3729 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 30 | 10512 | 9.72 | 1.00 | 3565 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 30 | 11057 | 10.86 | 1.00 | 3983 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 30 | 11442 | 11.70 | 1.00 | 4292 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 31 | 13426 | 9.28 | 1.00 | 3405 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 31 | 13774 | 9.82 | 1.00 | 3602 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 31 | 13964 | 10.12 | 1.00 | 3713 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 31 | 13685 | 9.68 | 1.00 | 3550 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 31 | 14390 | 10.81 | 1.00 | 3966 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 31 | 14893 | 11.65 | 1.00 | 4273 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 32 | 16673 | 9.25 | 1.00 | 3393 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 32 | 17098 | 9.78 | 1.00 | 3589 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 32 | 17335 | 10.08 | 1.00 | 3699 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 32 | 16987 | 9.64 | 1.00 | 3537 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 32 | 17866 | 10.77 | 1.00 | 3951 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 32 | 18485 | 11.60 | 1.00 | 4258 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 33 | 20062 | 9.22 | 1.00 | 3383 |

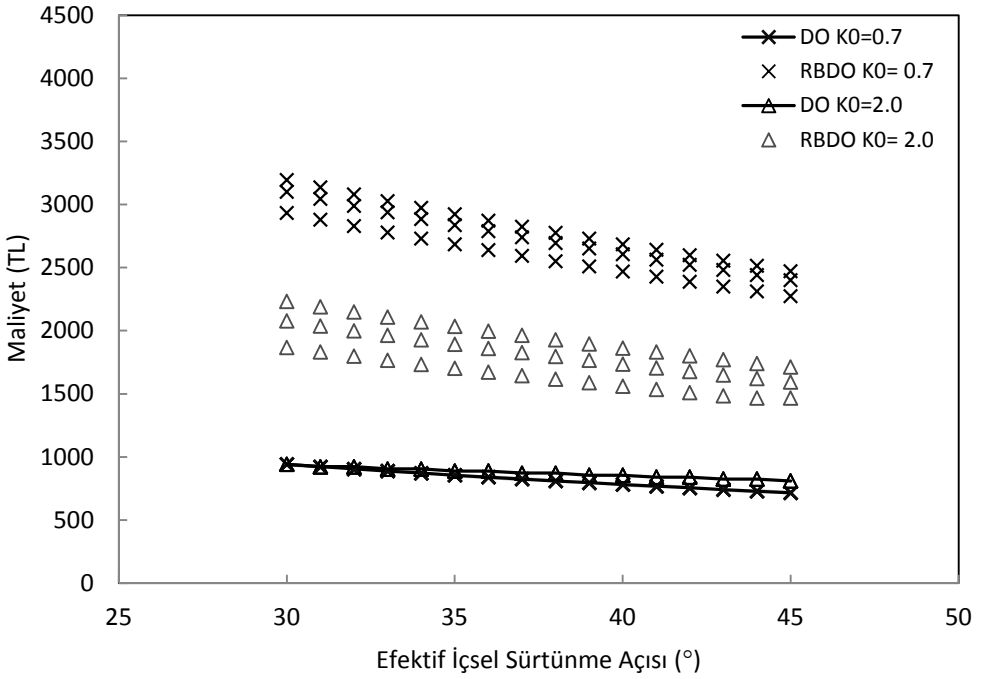
Çizelge 8.57. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 33 | 20575 | 9.75 | 1.00 | 3578 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 33 | 20860 | 10.05 | 1.00 | 3688 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 33 | 20441 | 9.61 | 1.00 | 3526 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 33 | 21502 | 10.74 | 1.00 | 3939 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 33 | 22249 | 11.57 | 1.00 | 4244 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 34 | 23618 | 9.20 | 1.00 | 3374 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 34 | 24224 | 9.73 | 1.00 | 3569 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 34 | 24561 | 10.03 | 1.00 | 3679 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 34 | 24066 | 9.59 | 1.00 | 3517 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 34 | 25306 | 10.71 | 1.00 | 3929 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 34 | 26188 | 11.54 | 1.00 | 4234 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 35 | 27352 | 9.18 | 1.00 | 3368 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 35 | 28055 | 9.71 | 1.00 | 3562 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 35 | 28445 | 10.01 | 1.00 | 3672 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 35 | 27871 | 9.57 | 1.00 | 3511 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 35 | 29310 | 10.69 | 1.00 | 3922 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 35 | 30333 | 11.52 | 1.00 | 4226 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 36 | 31296 | 9.17 | 1.00 | 3363 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 36 | 32101 | 9.70 | 1.00 | 3557 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 36 | 32533 | 9.99 | 1.00 | 3667 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 36 | 31890 | 9.56 | 1.00 | 3506 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 36 | 33524 | 10.67 | 1.00 | 3916 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 36 | 34696 | 11.50 | 1.00 | 4220 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 37 | 35462 | 9.16 | 1.00 | 3360 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 37 | 36375 | 9.69 | 1.00 | 3554 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 37 | 36882 | 9.99 | 1.00 | 3663 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 37 | 36136 | 9.55 | 1.00 | 3503 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 37 | 38006 | 10.67 | 1.00 | 3913 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 37 | 39318 | 11.49 | 1.00 | 4216 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 38 | 39897 | 9.16 | 1.00 | 3359 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 38 | 40905 | 9.68 | 1.00 | 3553 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 38 | 41476 | 9.98 | 1.00 | 3662 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 38 | 40636 | 9.54 | 1.00 | 3502 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 38 | 42741 | 10.66 | 1.00 | 3912 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 38 | 44236 | 11.49 | 1.00 | 4215 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 39 | 44618 | 9.16 | 1.00 | 3360 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 39 | 45767 | 9.69 | 1.00 | 3554 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 39 | 46384 | 9.98 | 1.00 | 3663 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 39 | 45467 | 9.55 | 1.00 | 3502 |

Çizelge 8.57. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\phi$' (°) | $E_s$ (kPa) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 39 | 47799 | 10.66 | 1.00 | 3912 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 39 | 49471 | 11.49 | 1.00 | 4215 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 40 | 49666 | 9.16 | 1.00 | 3362 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 40 | 50945 | 9.69 | 1.00 | 3556 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 40 | 51655 | 9.99 | 1.00 | 3665 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 40 | 50610 | 9.55 | 1.00 | 3505 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 40 | 53229 | 10.67 | 1.00 | 3915 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 40 | 55089 | 11.50 | 1.00 | 4218 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 41 | 55115 | 9.17 | 1.00 | 3366 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 41 | 56533 | 9.70 | 1.00 | 3560 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 41 | 57320 | 10.00 | 1.00 | 3669 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 41 | 56161 | 9.56 | 1.00 | 3509 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 41 | 59065 | 10.68 | 1.00 | 3919 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 41 | 61127 | 11.51 | 1.00 | 4223 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 42 | 61033 | 9.19 | 1.00 | 3371 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 42 | 62600 | 9.72 | 1.00 | 3566 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 42 | 63470 | 10.02 | 1.00 | 3675 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 42 | 62190 | 9.58 | 1.00 | 3514 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 42 | 65399 | 10.70 | 1.00 | 3926 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 42 | 67679 | 11.53 | 1.00 | 4230 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 43 | 67474 | 9.21 | 1.00 | 3378 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 43 | 69203 | 9.74 | 1.00 | 3573 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 43 | 70163 | 10.04 | 1.00 | 3683 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 43 | 68751 | 9.60 | 1.00 | 3522 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 43 | 72292 | 10.72 | 1.00 | 3934 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 43 | 74808 | 11.55 | 1.00 | 4239 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 44 | 74537 | 9.23 | 1.00 | 3387 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 44 | 76444 | 9.76 | 1.00 | 3583 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 44 | 77537 | 10.07 | 1.00 | 3693 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 44 | 75945 | 9.62 | 1.00 | 3531 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 44 | 79883 | 10.75 | 1.00 | 3944 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 45 | 82392 | 9.26 | 1.00 | 3397 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 45 | 84493 | 9.79 | 1.00 | 3593 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 45 | 85699 | 10.10 | 1.00 | 3704 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 45 | 83944 | 9.65 | 1.00 | 3541 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 45 | 88285 | 10.78 | 1.00 | 3956 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 45 | 91378 | 11.62 | 1.00 | 4263 |

Not: V = 400 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi




Şekil 8.31. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının efektif içsel sürtünme açısı odaklı maliyet karşılaştırması

Efektif içsel sürtünme açısı sabit iken $k_0 = 0.7$ için $COV_{k0}$ değerinin %40 ile %80 arasında değişen değeri temelin yapım maliyetinde %8, $k_0 = 2.0$ için %16 artışa sebep olmaktadır. RBDO için düşük $\phi$' değerinde $COV_{k0}$ değişiminin, yüksek $\phi$' değerlerindeki $COV_{k0}$ değimine göre maliyet üzerindeki etkisi aynıdır. Yatay gerilme katsayısı varyans katsayısının artması bütün durumlarda temel maliyetini artırmaktadır. En büyük temel boyutları $\phi$' = 30°, $k_0 = 0.7$, $COV_{k0}$ = % 80 değerlerinde B = 1.00 m, D = 8.71 m olarak saptanmıştır. Efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45° değişen aralığı için $k_0 = 0.7$, $COV_{k0}$ = %60 değerlerinde maliyet azalışı (3101 TL, 2401 TL) %23, $k_0$=2.0, $COV_{k0}$ = %60 değerlerinde maliyet azalışı (2078 TL, 1595 TL) %23; deterministik tasarım optimizasyonunda ise $k_0 = 0.7$ için maliyet azalışı (942 TL, 717 TL) %24, $k_0 = 2.0$ için maliyet azalışı (559 TL, 425 TL) %24 olarak gerçekleşmiştir.

Efektif içsel sürtünme açısı ile elastisite modülünün Eş. 2.18'deki korelasyonu göz önüne alınarak fore kazıkların çekme durumunda yük ve dayanım katsayılarıyla

güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunun hassasiyet çalışması gerçekleştirilmiştir. Buna göre efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45° arasında değişen değerleriyle korele olan elastisite modülü değerleri kullanılarak yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları Çizelge 8.58'de ve maliyet karşılaştırmaları Şekil 8.32'de verilmiştir.

Çizelge 8.58. Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 30 | 9.32 | 1.00 | 3420 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 30 | 9.86 | 1.00 | 3617 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 30 | 10.16 | 1.00 | 3729 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 30 | 9.72 | 1.00 | 3565 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 30 | 10.86 | 1.00 | 3983 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 30 | 11.70 | 1.00 | 4292 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 31 | 9.28 | 1.00 | 3405 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 31 | 9.82 | 1.00 | 3602 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 31 | 10.12 | 1.00 | 3713 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 31 | 9.68 | 1.00 | 3550 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 31 | 10.81 | 1.00 | 3966 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 31 | 11.65 | 1.00 | 4273 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 32 | 9.25 | 1.00 | 3393 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 32 | 9.78 | 1.00 | 3589 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 32 | 10.08 | 1.00 | 3699 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 32 | 9.64 | 1.00 | 3537 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 32 | 10.77 | 1.00 | 3951 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 32 | 11.60 | 1.00 | 4258 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 33 | 9.22 | 1.00 | 3383 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 33 | 9.75 | 1.00 | 3578 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 33 | 10.05 | 1.00 | 3688 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 33 | 9.61 | 1.00 | 3526 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 33 | 10.74 | 1.00 | 3939 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 33 | 11.57 | 1.00 | 4244 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 34 | 9.20 | 1.00 | 3374 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 34 | 9.73 | 1.00 | 3569 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 34 | 10.03 | 1.00 | 3679 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 34 | 9.59 | 1.00 | 3517 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 34 | 10.71 | 1.00 | 3929 |

Çizelge 8.58. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\phi'$ (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 34 | 11.54 | 1.00 | 4234 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 35 | 9.18 | 1.00 | 3368 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 35 | 9.71 | 1.00 | 3562 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 35 | 10.01 | 1.00 | 3672 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 35 | 9.57 | 1.00 | 3511 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 35 | 10.69 | 1.00 | 3922 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 35 | 11.52 | 1.00 | 4226 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 36 | 9.17 | 1.00 | 3363 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 36 | 9.70 | 1.00 | 3557 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 36 | 9.99 | 1.00 | 3667 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 36 | 9.56 | 1.00 | 3506 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 36 | 10.67 | 1.00 | 3916 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 36 | 11.50 | 1.00 | 4220 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 37 | 9.16 | 1.00 | 3360 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 37 | 9.69 | 1.00 | 3554 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 37 | 9.99 | 1.00 | 3663 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 37 | 9.55 | 1.00 | 3503 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 37 | 10.67 | 1.00 | 3913 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 37 | 11.49 | 1.00 | 4216 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 38 | 9.16 | 1.00 | 3359 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 38 | 9.68 | 1.00 | 3553 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 38 | 9.98 | 1.00 | 3662 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 38 | 9.54 | 1.00 | 3502 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 38 | 10.66 | 1.00 | 3912 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 38 | 11.49 | 1.00 | 4215 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 39 | 9.16 | 1.00 | 3360 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 39 | 9.69 | 1.00 | 3554 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 39 | 9.98 | 1.00 | 3663 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 39 | 9.55 | 1.00 | 3502 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 39 | 10.66 | 1.00 | 3912 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 39 | 11.49 | 1.00 | 4215 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 40 | 9.16 | 1.00 | 3362 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 40 | 9.69 | 1.00 | 3556 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 40 | 9.99 | 1.00 | 3665 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 40 | 9.55 | 1.00 | 3505 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 40 | 10.67 | 1.00 | 3915 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 40 | 11.50 | 1.00 | 4218 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 41 | 9.17 | 1.00 | 3366 |

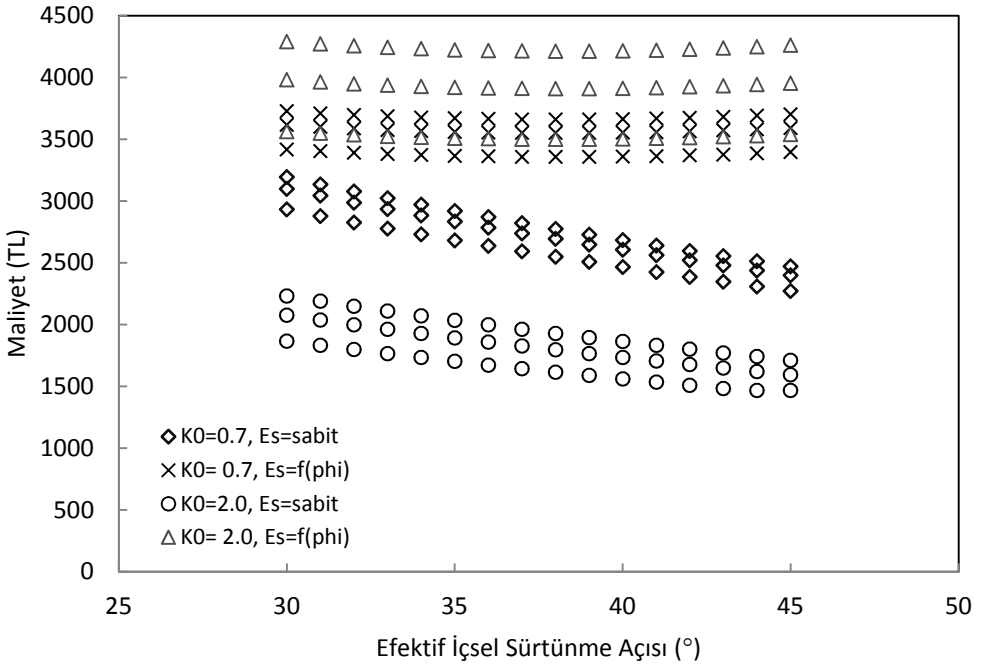
Çizelge 8.58. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü ile korele efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayıları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\phi$' (°) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 41 | 9.70 | 1.00 | 3560 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 41 | 10.00 | 1.00 | 3669 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 41 | 9.56 | 1.00 | 3509 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 41 | 10.68 | 1.00 | 3919 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 41 | 11.51 | 1.00 | 4223 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 42 | 9.19 | 1.00 | 3371 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 42 | 9.72 | 1.00 | 3566 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 42 | 10.02 | 1.00 | 3675 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 42 | 9.58 | 1.00 | 3514 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 42 | 10.70 | 1.00 | 3926 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 42 | 11.53 | 1.00 | 4230 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 43 | 9.21 | 1.00 | 3378 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 43 | 9.74 | 1.00 | 3573 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 43 | 10.04 | 1.00 | 3683 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 43 | 9.60 | 1.00 | 3522 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 43 | 10.72 | 1.00 | 3934 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 43 | 11.55 | 1.00 | 4239 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 44 | 9.23 | 1.00 | 3387 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 44 | 9.76 | 1.00 | 3583 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 44 | 10.07 | 1.00 | 3693 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 44 | 9.62 | 1.00 | 3531 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 44 | 10.75 | 1.00 | 3944 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 44 | 11.58 | 1.00 | 4250 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 45 | 9.26 | 1.00 | 3397 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 45 | 9.79 | 1.00 | 3593 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 45 | 10.10 | 1.00 | 3704 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 45 | 9.65 | 1.00 | 3541 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 45 | 10.78 | 1.00 | 3956 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 45 | 11.62 | 1.00 | 4263 |

Not: V = 400 kN, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

Şekil 8.32'ye göre $k_0$ = 0.7, $\phi$' = 30° değerlerinde $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun göz önünde bulundurulduğu LRFRBDO maliyetleri, elastisite modülünün sabit olduğu LRFRBDO maliyetlerine göre yaklaşık %14, $k_0$ = 0.7, $\phi$' = 45° değerlerinde ise %14 daha büyüktür. $k_0$ = 2.0, $\phi$' = 30° tasarım değerlerine bakılacak olursa $E_s$ - $\phi$'

korelasyonunun göz önünde bulundurulduğu LRFRBDO'lar ile elastisite modülünün sabit olduğu LRFRBDO'ların maliyetine göre yaklaşık %33, $k_0$ = 2.0, $\phi$' = 45° değerlerinde ise %60 daha büyüktür.




Şekil 8.32. Fore kazıkların çekme durumunda elastisite modülü ile korele ve korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonların karşılaştırması

### 8.5.3. Düşey yük odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Düşey yükün 250 - 800 kN arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.59'da, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.33'de gösterilmiştir.

Çizelge 8.59. Fore kazıkların çekme durumunda düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 250 | 5.67 | 1.00 | 2081 |

Çizelge 8.59. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 250 | 6.00 | 1.00 | 2201 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 250 | 6.18 | 1.00 | 2268 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 250 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 250 | 4.04 | 1.00 | 1482 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 250 | 4.34 | 1.00 | 1593 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 300 | 6.26 | 1.00 | 2298 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 300 | 6.62 | 1.00 | 2429 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 300 | 6.82 | 1.00 | 2504 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 300 | 4.00 | 1.00 | 1468 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 300 | 4.44 | 1.00 | 1630 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 300 | 4.78 | 1.00 | 1752 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 350 | 6.81 | 1.00 | 2498 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 350 | 7.20 | 1.00 | 2640 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 350 | 7.41 | 1.00 | 2720 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 350 | 4.33 | 1.00 | 1589 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 350 | 4.82 | 1.00 | 1767 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 350 | 5.17 | 1.00 | 1898 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 400 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 400 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 400 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 400 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 400 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 400 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 450 | 7.79 | 1.00 | 2859 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 450 | 8.23 | 1.00 | 3021 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 450 | 8.48 | 1.00 | 3111 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 450 | 4.94 | 1.00 | 1811 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 450 | 5.49 | 1.00 | 2013 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 450 | 5.89 | 1.00 | 2162 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 500 | 8.25 | 1.00 | 3025 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 500 | 8.71 | 1.00 | 3195 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 500 | 8.97 | 1.00 | 3291 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 500 | 5.21 | 1.00 | 1913 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 500 | 5.79 | 1.00 | 2126 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 500 | 6.22 | 1.00 | 2283 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 550 | 8.67 | 1.00 | 3182 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 550 | 9.16 | 1.00 | 3361 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 550 | 9.43 | 1.00 | 3461 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 550 | 5.48 | 1.00 | 2010 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 550 | 6.09 | 1.00 | 2233 |

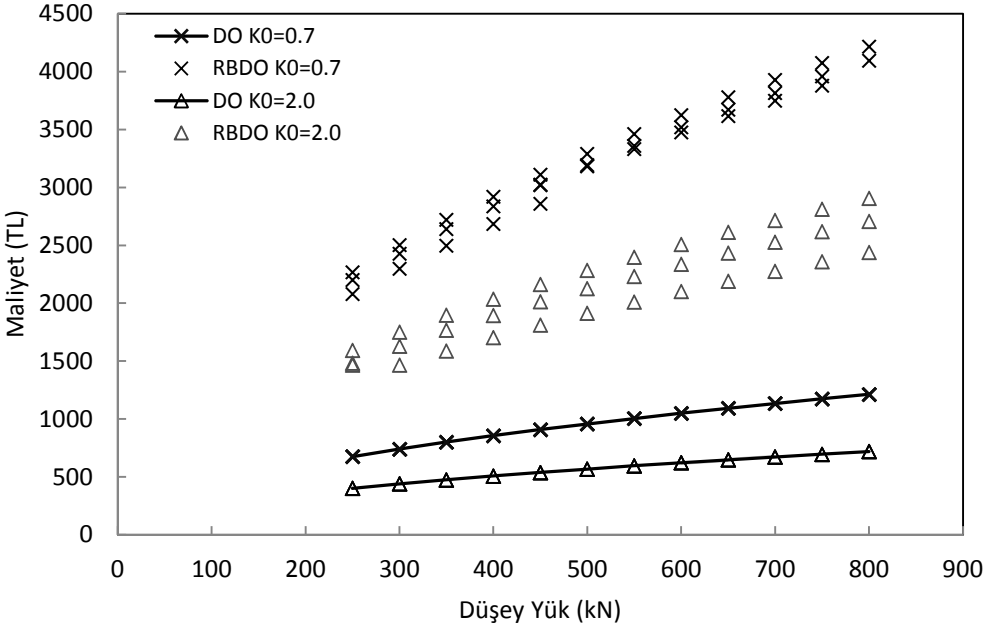
Çizelge 8.59. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda düşey yük odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | V (kN) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 550 | 6.54 | 1.00 | 2398 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 600 | 9.08 | 1.00 | 3333 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 600 | 9.59 | 1.00 | 3519 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 600 | 9.88 | 1.00 | 3624 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 600 | 5.73 | 1.00 | 2103 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 600 | 6.37 | 1.00 | 2336 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 600 | 6.84 | 1.00 | 2508 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 650 | 9.48 | 1.00 | 3477 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 650 | 10.01 | 1.00 | 3671 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 650 | 10.30 | 1.00 | 3781 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 650 | 5.97 | 1.00 | 2192 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 650 | 6.64 | 1.00 | 2434 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 650 | 7.12 | 1.00 | 2614 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 700 | 9.86 | 1.00 | 3616 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 700 | 10.41 | 1.00 | 3818 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 700 | 10.71 | 1.00 | 3931 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 700 | 6.21 | 1.00 | 2277 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 700 | 6.89 | 1.00 | 2529 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 700 | 7.40 | 1.00 | 2715 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 750 | 10.22 | 1.00 | 3750 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 750 | 10.79 | 1.00 | 3959 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 750 | 11.11 | 1.00 | 4076 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 750 | 6.43 | 1.00 | 2360 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 750 | 7.14 | 1.00 | 2620 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 750 | 7.67 | 1.00 | 2813 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 800 | 10.58 | 1.00 | 3880 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 800 | 11.16 | 1.00 | 4095 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 800 | 11.49 | 1.00 | 4217 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 800 | 6.65 | 1.00 | 2439 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 800 | 7.38 | 1.00 | 2709 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 800 | 7.93 | 1.00 | 2908 |

Not: $\phi' = 35°$, $E_s = 50$ MPa, $\delta_{maks} = 25$ mm, $\gamma = 20$ kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

Çizelge 8.59 ve Şekil 8.33'de düşey yükün artmasıyla yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonucunda bulunan maliyet değerlerinin eğrisel bir şekilde arttığı görülmektedir. Düşey yükün 300 kN ve daha az olduğu durumda yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

$k_0$ = 2.0 ve $COV_{k0}$ = %40 değerinde sınır değerlere göre şekillendirilerek B = 1.00 m D = 4.00 m ve maliyet 1468 TL olarak hesaplanmıştır.




Şekil 8.33. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının düşey yük odaklı maliyet karşılaştırması

Düşey yükün $k_0$ odaklı değerlendirmesine V = 300 kN - 750 kN değerleri için bakılacak olursa, deterministik tasarımda $k_0$ = 2.0'da yapım maliyeti artışı %58 (439 TL, 696 TL), $k_0$ = 0.7'de yapım maliyeti artışı %74 (676 TL, 1174 TL) olarak geçekleşmiştir. Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $COV_{k0}$ = %60 için $k_0$ = 2.0'da yapım maliyeti artışı %61 (1630 TL, 2620 TL), $k_0$ = 0.7'de yapım maliyeti artışı %63 (2429 TL, 3959 TL) olarak saptanmıştır. Düşey yükün artan değerleri yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda eğrisel şekilde yapım maliyetini artırmaktadır.

### 8.5.4. Birim hacim ağırlık odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Birim hacim ağırlığın 16 - 22 kN/$m^3$ arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen

yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.60'da, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.34'de gösterilmiştir.

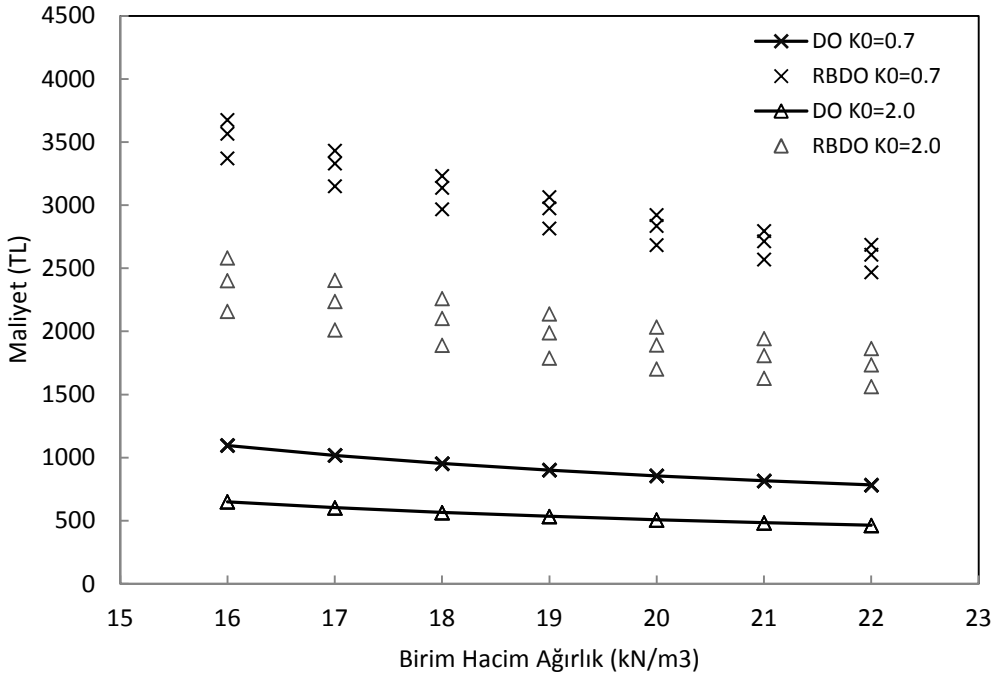
Çizelge 8.60. Fore kazıkların çekme durumunda birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 16 | 9.19 | 1.00 | 3372 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 16 | 9.72 | 1.00 | 3567 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 16 | 10.02 | 1.00 | 3676 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 16 | 5.89 | 1.00 | 2159 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 16 | 6.55 | 1.00 | 2404 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 16 | 7.04 | 1.00 | 2584 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 17 | 8.59 | 1.00 | 3151 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 17 | 9.08 | 1.00 | 3331 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 17 | 9.36 | 1.00 | 3433 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 17 | 5.48 | 1.00 | 2012 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 17 | 6.10 | 1.00 | 2238 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 17 | 6.56 | 1.00 | 2406 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 18 | 8.09 | 1.00 | 2968 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 18 | 8.55 | 1.00 | 3138 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 18 | 8.81 | 1.00 | 3233 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 18 | 5.15 | 1.00 | 1891 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 18 | 5.73 | 1.00 | 2103 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 18 | 6.16 | 1.00 | 2260 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 19 | 7.67 | 1.00 | 2815 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 19 | 8.11 | 1.00 | 2975 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 19 | 8.36 | 1.00 | 3065 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 19 | 4.88 | 1.00 | 1790 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 19 | 5.42 | 1.00 | 1990 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 19 | 5.83 | 1.00 | 2138 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 20 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 20 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 20 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 20 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 20 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 20 | 5.55 | 1.00 | 2035 |

Çizelge 8.60. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda birim hacim ağırlık odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\gamma$ (kN/m$^3$) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 21 | 7.01 | 1.00 | 2570 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 21 | 7.40 | 1.00 | 2715 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 21 | 7.62 | 1.00 | 2797 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 21 | 4.44 | 1.00 | 1629 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 21 | 4.93 | 1.00 | 1810 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 21 | 5.30 | 1.00 | 1945 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 22 | 6.73 | 1.00 | 2470 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 22 | 7.11 | 1.00 | 2609 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 22 | 7.32 | 1.00 | 2687 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 22 | 4.26 | 1.00 | 1563 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 22 | 4.74 | 1.00 | 1737 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 22 | 5.09 | 1.00 | 1866 |

Not: V = 400 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

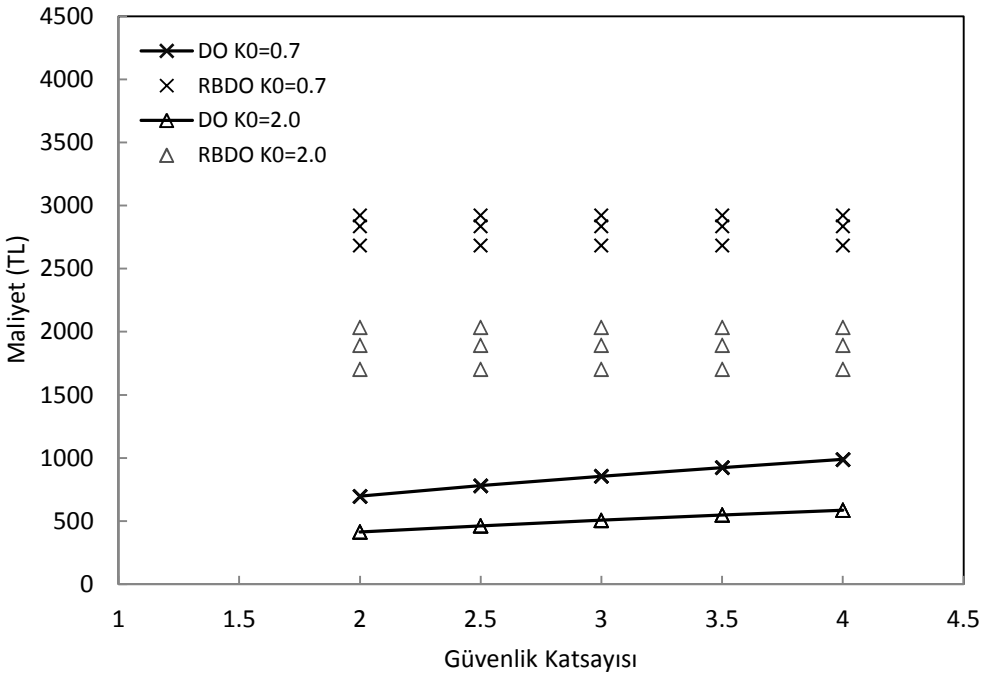



Şekil 8.34. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim hacim ağırlık odaklı maliyet karşılaştırması

Birim hacim ağırlığın 16 ile 22 kN/m$^3$ arasında artan değeri deterministik optimizasyonda temelin maliyetini $k_0$ = 0.7 için %29 (1096 TL, 783 TL); $k_0$ = 2.0 için de %29 (651 TL, 464 TL); $COV_{k0}$ = %60 değerinde yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda yapım maliyetini sırasıyla %27 (3567 TL, 2609 TL) ve %28 (2404 TL, 1737 TL) azaltmıştır. Birim hacim ağırlığın artan değerleri deterministik ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarında lineer şekilde yapım maliyetini azaltmaktadır.

### 8.5.5. Güvenlik katsayısı odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.35'de gösterilmiştir.




Şekil 8.35. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının güvenlik katsayısı odaklı maliyet karşılaştırması

Yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu güvenlik katsayısına bağlı olmadığından sadece yatay gerilme katsayısının varyans katsayısına göre farklı değerler aldığı Şekil 8.35'de görülmektedir. RBDO yaklaşımı için $COV_{k0}$ = %40 değerinde temel boyutları B = 1.00 m, D = 7.32 m, maliyet 2684 TL iken, $COV_{k0}$ değerinin %80'ye çıkması temel boyutlarını B = 1.00 m, D = 7.96 m ve maliyeti 2922 TL yaparak %9 artışa sebep olmuştur.

### 8.5.6. İzin verilen maksimum deplasman odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

İzin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.61'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.36'da gösterilmiştir.

Çizelge 8.61. Fore kazıkların çekme durumunda izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

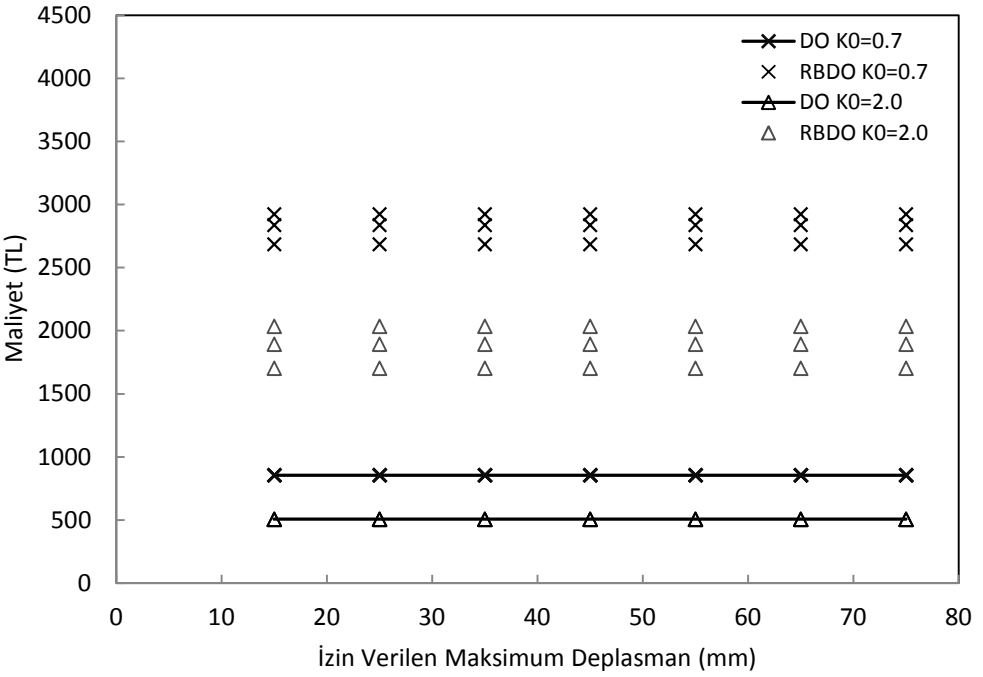
| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 15 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 15 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 15 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 15 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 15 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 15 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 25 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 25 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 25 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 25 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 25 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 25 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 35 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 35 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 35 | 7.96 | 1.00 | 2922 |

Çizelge 8.61. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda izin verilen maksimum deplasman odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | $\delta_{maks}$ (mm) | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 35 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 35 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 35 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 45 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 45 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 45 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 45 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 45 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 45 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 55 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 55 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 55 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 55 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 55 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 55 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 65 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 65 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 65 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 65 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 65 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 65 | 5.55 | 1.00 | 2035 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 75 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 75 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 75 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 75 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 75 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 75 | 5.55 | 1.00 | 2035 |

Not: V = 400 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy taşıma gücü, SLS: Kulhawy oturma yöntemi

Çizelge 8.61'de analiz edilen örnek durum için izin verilen maksimum deplasmanın deterministik ve yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları üzerinde etkisinin olmadığı görülmektedir. $COV_{k0}$ %40'dan %80'e yükselmesi $k_0$ = 0.7 değerinde maliyeti %9 (2684 TL, 2922 TL), $k_0$ = 2.0 değerinde % 19 (1704 TL, 2035 TL) artırmaktadır.




Şekil 8.36. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının izin verilen maksimum deplasman odaklı maliyet karşılaştırması

### 8.5.7. Birim fiyat odaklı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

Birim fiyatların 2008 – 2011 yıllarında değişen değerleri için gerçekleştirilen yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Çizelge 8.62'de, güvenlik katsayısı 3 kullanılarak elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı optimizasyon sonuçlarının birim fiyat yılı odaklı maliyet karşılaştırması Şekil 8.37'de gösterilmiştir.

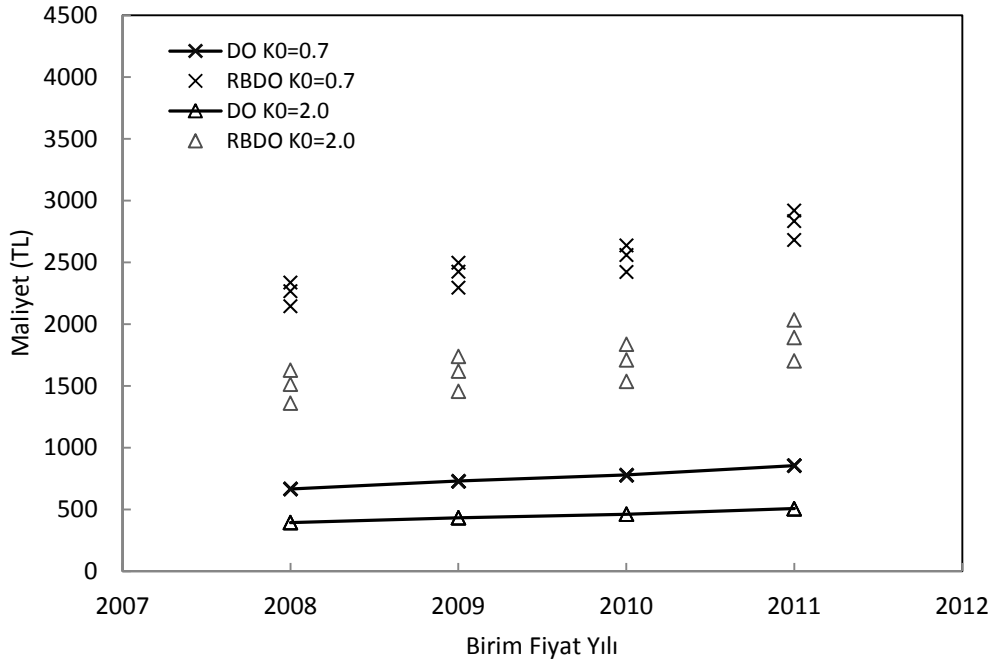
Çizelge 8.62. Fore kazıkların çekme durumunda birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | Birim fiyat | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 2008 | 7.32 | 1.00 | 2148 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 2008 | 7.73 | 1.00 | 2269 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 2008 | 7.96 | 1.00 | 2338 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 2008 | 4.64 | 1.00 | 1363 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 2008 | 5.16 | 1.00 | 1515 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 2008 | 5.55 | 1.00 | 1628 |

Çizelge 8.62. (Devam) Fore kazıkların çekme durumunda birim fiyat odaklı yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu

| $\Psi_{up}^{ULS}$ | $m_{k0}$ | $COV_{k0}$ | Birim fiyat | D (m) | B (m) | Maliyet (TL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 2009 | 7.32 | 1.00 | 2297 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 2009 | 7.73 | 1.00 | 2427 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 2009 | 7.96 | 1.00 | 2500 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 2009 | 4.64 | 1.00 | 1458 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 2009 | 5.55 | 1.00 | 1741 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 2010 | 7.32 | 1.00 | 2425 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 2010 | 7.73 | 1.00 | 2562 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 2010 | 7.96 | 1.00 | 2639 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 2010 | 4.64 | 1.00 | 1539 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 2010 | 5.16 | 1.00 | 1711 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 2010 | 5.55 | 1.00 | 1838 |
| 0.41 | 0.7 | 0.4 | 2011 | 7.32 | 1.00 | 2684 |
| 0.37 | 0.7 | 0.6 | 2011 | 7.73 | 1.00 | 2836 |
| 0.35 | 0.7 | 0.8 | 2011 | 7.96 | 1.00 | 2922 |
| 0.38 | 2.0 | 0.4 | 2011 | 4.64 | 1.00 | 1704 |
| 0.31 | 2.0 | 0.6 | 2011 | 5.16 | 1.00 | 1894 |
| 0.27 | 2.0 | 0.8 | 2011 | 5.55 | 1.00 | 2035 |

Not: V = 400 kN, $\phi$' = 35°, $E_s$ = 50 MPa, $\delta_{maks}$ = 25 mm, $\gamma$ = 20 kN/m$^3$, ULS: Kulhawy, SLS: Kulhawy




Şekil 8.37. Fore kazıkların çekme durumunda deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonlarının birim fiyat odaklı maliyet karşılaştırması

2008 yılının birim fiyatları ve $k_0$ = 0.7 için deterministik optimizasyonda temel boyutları B = 0.20 m, D = 19.44 m, maliyeti 667 TL iken, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $COV_{k0}$ %60 için temel boyutları B = 1.00 m, D = 7.73 m ve maliyet 2269 TL ile artış %240, 2011 yılının birim fiyatlarına göre deterministik optimizasyonda temel boyutları 2008 yılı ile aynı ve maliyeti 856 TL iken, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $COV_{k0}$ %60 için temel boyutları 2011 yılı ile aynı ve maliyet 2836 TL ile artış %231 olarak belirlenmiştir. Birim fiyat yılının değişmesi deterministik ve LRFRBDO'da temel boyutlarını değiştirmemiştir. RBDO'da maliyet ve temel boyutları sadece $COV_{k0}$ ile değişmektedir. Maliyetlerde her iki optimizasyon yöntemi içinde yaklaşık lineer olan bir artış söz konusudur. Birim fiyat aynı iken $COV_{k0}$'ın %40'dan %80'e çıkması maliyeti $k_0$ = 2.0 için %9; $k_0$ = 0.7 için %20 artırmaktadır ve bu durum birim fiyatın hangi yıla göre hesaplandığından bağımsız olarak gerçekleşmiştir.

## 8.6. Özet

Bu bölümde sığ temellerin basınç ve deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yük, dayanım katsayıları (LRFRBDO) ve genetik algoritma (GABRO) yöntemleriyle, fore kazıkların basınç ve çekme kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ise yük ve dayanım katsayıları yöntemleriyle incelenmiştir. Sığ temellerin LRFRBDO yönteminde hedef güvenilirlik indeksini sağlanması için basınç yükleri etkisinde Çizelge 8.1'deki direnç faktörleri, deprem yükleri etkisinde D / B = 0.00 – 0.25 için Şekil 6.2, Şekil 6.3, Şekil 6.4, Şekil 6.5, Şekil 6.6, D / B = 0.25 – 0.50 için, Şekil 6.7, Şekil 6.8, Şekil 6.9, Şekil 6.10, Şekil 6.11, D / B = 0.50 – 0.75 için, Şekil 6.12, Şekil 6.13, Şekil 6.14, Şekil 6.15, Şekil 6.16, D / B = 0.75 – 1.00 için Şekil 6.17, Şekil 6.18, Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'deki sismik direnç faktörleri kullanılmıştır. Sığ temellerin basınç ve deprem yükleri altında GABRO çalışmaları için optimizasyon kısıtlarının hepsi ceza fonksiyonu yardımıyla amaç fonksiyonuna etkitilmiştir. Fore kazıklar için ise Phoon ve ark. (1995) tarafından geliştirilen basınç yüklerinde Çizelge 8.47, çekme yükleri altında Çizelge 8.55'deki direnç faktörlerini kullanarak

ULS kriterine göre güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Optimizasyon sonuçları elastisite modülü, efektif içsel sürtünme açısı, düşey yük, birim hacim ağırlık, güvenlik katsayısı, izin verilen maksimum deplasman, birim fiyat ve deprem durumunda yatay yükün düşey yüke oranı odaklı olarak değerlendirilmiştir. Yedinci bölümde elde edilen deterministik optimizasyon sonuçları ile yük dayanım ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları karşılaştırılmıştır.

Sığ temellerin basınç yükleri etkisinde Kulhawy taşıma gücü ve Burland Burbidge oturma tahmin yöntemleriyle incelenen değerler aralığında göre tasarımda en etkili olan değişken, LRFRBDO için elastisite modülü ile korele olan efektif içsel sürtünme açısı, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır. GABRO analizlerinde en etkili olan değişken elastisite modülü ile korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı, en etkisiz ise birim fiyat yılıdır.

Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde incelenen değerler aralığındaki sonuçlarına göre tasarımda en etkili - etkisiz değişken LRFRBDO için $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olmadığı efektif içsel sürtünme açısı – izin verilen maksimum deplasman, GABRO için elastisite modülü – izin verilen maksimum deplasmandır.

Fore kazıkların basınç kuvvetleri etkisinde Kulhawy taşıma gücü, Kulhawy oturma tahmin yöntemlerine göre analiz edilen değerlerinde LRFRBDO için optimizasyonda en etkili olan değişken, elastisite modülü ile korele olan efektif içsel sürtünme açısı, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

Fore kazıkların drenajlı çekme yüklemesi için analiz edilen değerlerinde LRFRBDO'da en etkili olan değişken, birim hacim ağırlık, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

# 9. SONUÇ VE ÖNERİLER

## 9.1. Giriş

Geleneksel tasarım yöntemlerinde, geoteknik belirsizliklerin tasarım üzerindeki zaafiyetlerinin güvenlik katsayısı kullanılarak karşılanması hedeflenmektedir. Ancak güvenlik katsayısı uygulaması, belirsizliklerin hangi derecede güvenli hale getirildiğinin nicel bir ölçüsünü vermez. Güvenilirliğe dayalı tasarım belirsizlikleri dikkate alır fakat belirsizliklerin bir maliyeti vardır ve güvenilirliğe dayalı tasarım minimum maliyeti garanti etmez. Diğer taraftan tasarımın ULS, SLS ve geometrik kısıtlarının göz önüne alınarak en düşük ekonomik maliyette tasarlanması güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyon işlemini adres göstermektedir. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu bir yapının istenilen güvenilirlik seviyesinde en ekonomik tasarım parametrelerinin seçilmesinden ibarettir.

Bu tez kapsamında kohezyonsuz zeminde yer alan temellerin güvenilirliğe dayalı tasarımının yapılabilmesi gerekli olan geoteknik analiz parametreleri tanımlanarak ortalama ve varyans katsayısı gibi istatistiksel özellikleri literatür araştırmasıyla saptanmıştır. Yüzeysel ve derin temellerin taşıma gücü ve oturma analiz yöntemleri irdelenmiş ve MATLAB ortamında programlanmıştır. Rastsal değişkenin temel özellikleri tanımlanarak, güvenilirlik indeksini hesaplama yöntemlerinden Monte Carlo benzetimi ve birinci derece güvenilirlik yöntemi açıklanmıştır. Örnek bir binaya etkiyen istatistiksel ölü, hareketli, rüzgar, kar ve deprem yükleri Monte Carlo benzetimi ile saptanmıştır. Optimizasyon ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yöntemleri özetlenmiştir. MATLAB ortamında optimizasyon, yük dayanım katsayılarıyla ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu programlanmıştır. Kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin sismik yükler altında güvenilirliğe dayalı tasarımı gerçekleştirilerek direnç faktörleri hesaplanmıştır. Kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin basınç ve deprem yükleri etkisinde, deterministik optimizasyon tasarımı, yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu yöntemleriyle araştırılmıştır. Fore kazıkların ise basınç ve çekme

kuvvetleri etkisinde deterministik optimizasyonu ile yük ve dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu irdelenmiştir. Optimizasyon çalışmalarında birim fiyat yılı odaklı karşılaştırma yapılmayan durumlar hariç diğer bütün durumlarda 2011 yılı birim fiyatları kullanılmıştır.

## 9.2. Yapay Sinir Ağları

Üçüncü bölümde sığ temellerin taşıma gücü Terzaghi (1943), Meyerhof (1963), Hansen (1970), Vesic (1975) ve Kulhawy (1983) yöntemleri ile irdelenerek MATLAB ortamında programlanmıştır. Çizelge 3.5'de ölçümlere dayanan sığ temel verilerinin geleneksel taşıma gücü yöntemleri ile değerlendirmesi sonucuna Hansen, Vesic, Meyerhof, Terzahgi ve Kulhawy yöntemleri için sırasıyla belirleme katsayısı ($R^2$) 0.87, 0.89, 0.88, 0.85, 0.90; ortalama mutlak hata değerleri (MAE) 155.6 kPa, 115.5 kPa, 100.7 kPa, 109.3 kPa, 115.3 kPa; hata karelerinin ortalamasının karekökü (RMSE) değerleri ise 302.3 kPa, 236.3 kPa, 188.3 kPa, 254.5 kPa, 240 kPa olarak saptanmıştır. Geleneksel yöntemler içerisinde en iyi tahmin yapan yöntem olan Kulhawy (1983) yöntemi $R^2$ = 0.90, MAE = 115.3 kPa, RMSE = 240 kPa değerlerinde tahmin yapmaktadır. Bu durum yapar sinir ağları (YSA) ile sığ temellerin taşıma gücünün tahmini için bir model geliştirilmesine öncü olmuştur. Geliştirilen YSA tahmin modelinin Çizelge 3.5'deki verilere göre, $R^2$ = 0.99, MAE = 38.6 kPa, RMSE = 19.6 kPa doğrulukta tahmin yaptığı belirlenmiştir.

Fore kazıkların taşıma gücü Nordlund (1963), efektif gerilme (1997) ve Kulhawy (1983) yöntemleri ile irdelenerek MATLAB ortamında programlanmıştır. Çizelge 3.15'deki ölçümlere dayanan fore kazıkların taşıma gücü verileri için Nordlund, efektif gerilme ve Kulhawy yöntemlerinin $R^2$ değerleri sırasıyla 0.68, 0.66, 0.78; MAE değerleri 5746 kPa, 27104 kPa, 8344 kPa; RMSE değerleri ise 11640 kPa, 64591 kPa, 21999 kPa olarak saptanmıştır. Geleneksel yöntemler içerisinde en iyi tahmin yapan yöntem olan Kulhawy (1983) yöntemidir. YSA ile fore kazıkların taşıma gücü tahmini yöntemi geliştirilerek Çizelge 3.15'deki verilere göre yöntemin $R^2$ = 0.91, MAE = 1241 kPa, RMSE = 1754 kPa doğrulukta tahmin yaptığı ve Kulhawy (1983) yönteminden daha iyi sonuçlar verdiği belirlenmiştir.

Dördüncü bölümde sığ temellerin oturması Mayne Poulos (1999), Peck Bazaraa (1969), Burland Burbidge (1985), Schmertmann (1978) yöntemleri ile incelenerek MATLAB ortamında programlanmıştır. Bu yöntemlere göre Çizelge 4.2'deki sığ temel oturma verilerinin değerlendirilmesi sonucunda $R^2$ değerleri sırasıyla 79.5 mm, 72.9 mm, 17.8 mm, 50.5 mm; MAE değerleri 0.49, 0.18, 0.61, 0.22; RMSE değerleri ise 35.6 mm, 23.6 mm, 8.6 mm, 19.1 mm olarak saptanmıştır. YSA ile sığ temellerin oturma tahmini yöntemi 426 adet veri kullanılarak $R^2$ = 0.89, MAE = 5.5 mm, RMSE = 9.6 mm doğrulukta tahmin yaptığı ve en iyi geleneksel oturma tahmin yöntemi olan Burland Burbidge'dan (1988) daha iyi sonuçlar verdiği belirlenmiştir. Fore kazıkların basınç kuvvetleri etkisinde oturması Kulhawy (1983), Randolph Worth (1978) ve çekme kuvvetlerinde hareketi ise Kulhawy (1983) yöntemleriyle ele alınarak MATLAB ortamında programlanmıştır.

### 9.3. Güvenilirliğe Dayalı Tasarım

Beşinci bölümde güvenilirliğe dayalı tasarımın tanımı ve araçları hakkında detaylı bilgi verilmiştir. Tasarım riski yenilme olasılığı ile ölçülebilir. Yenilme olasılığını belirlemek için gerekli temel istatistiksel kavramların tanımları yapılmıştır. Birinci Derece Güvenilirlik Yöntemi (FORM) ve Monte Carlo benzetim yöntemleri tanıtılmıştır. Hedef yenilme olasılığını belirleme yöntemleri tartışılmıştır. Örnek bir bina için Monte Carlo benzetimi ile ölü, hareketli, deprem, kar ve rüzgar yükleri istatistiksel olarak modellenerek belirlenmiştir.

Sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı altıncı bölümde ele alınmıştır. Nihai sınır denge durumundaki güvenilirliğe dayalı tasarım eşitlikleri ULS hedef güvenilirlik indeksi ($\beta_{hedef}$) 2.3'ü sağlaması amacıyla kalibre edilmiştir. Sığ temellerin deprem kuvveti etkisindeki kalibrasyonu için aşağıda belirtilen basitleştirilmiş güvenilirliğe dayalı tasarım seçilmiştir:

$$F_{50} = \psi_c^{ULS} Q_{cn} \tag{9.1}$$

Burada $F_{50}$ = 50 yıllık periyod içerisinde temele gelebilecek toplam yük, $\psi_c^{ULS}$ = D / B = 0.00 – 0.25 için Şekil 6.2, Şekil 6.3, Şekil 6.4, Şekil 6.5, Şekil 6.6, D / B = 0.25 – 0.50 için, Şekil 6.7, Şekil 6.8, Şekil 6.9, Şekil 6.10, Şekil 6.11, D / B = 0.50 – 0.75 için, Şekil 6.12, Şekil 6.13, Şekil 6.14, Şekil 6.15, Şekil 6.16, D / B = 0.75 – 1.00 için Şekil 6.17, Şekil 6.18, Şekil 6.19, Şekil 6.20 ve Şekil 6.21'deki sismik direnç faktörleri, $Q_{cn}$ = nominal net taşıma gücüdür. Eşitlik kullanılarak elde edilen hedef güvenilirlik indeksinden ortalama sapma değerleri D/B = 0 - 0.25, D/B = 0.25 - 0.50, D/B = 0.50 - 0.75, D/B = 0.75 - 1 için sırasıyla 0.165, 0.170, 0.173 ve 0.176'dır.

## 9.4. Deterministik Optimizasyon

Yedinci bölümde asgari ekonomide yapım maliyeti göz önünde bulundurularak tasarım yaklaşımı uygulanmıştır. Bu yaklaşım optimizasyon işlemi olarak ifade edilir ve amacı yapım maliyetini en aza indirmektir. Tasarım parametreleri optimizasyon değişkenleri olarak davranır ve ULS, SLS, geometri gibi tasarım gerekleri ile kısıtlandırılır. Optimizasyon işlemi çözümlendiğinde tasarım değişkenleri bulunmuş olur. Böylelikle temel boyutları sadece tasarım gereklerini karşılamakla kalmaz, minimum yapım maliyetini de sağlamış olur. Tasarım değişkenleri sığ temeller için temel derinliği, temel boyu, temel genişliği iken fore kazıklar için temel boyu ve çapı olarak seçilmiştir.

Sığ temellerin üçüncü ve dördüncü bölümde anlatılan geleneksel taşıma gücü ve oturma tahmin yöntemlerinden en başarılı sonuç verenleri Çizelge 3.7 ve Çizelge 4.5'e göre Kulhawy ve Burland Burbidge geleneksel yöntemleridir. Bu tez kapsamında geliştirilen sığ temellerin YSA taşıma gücü ve YSA oturma analizi yöntemleri ise en iyi istatistiksel tabanlı yöntemlerdir. Bu nedenle sığ temellere ait sonuçların değerlendirilmesinde Kulhawy – Burland Burbidge ve YSA – YSA yöntemleri kullanılmıştır. Fore kazıkların deterministik optimizasyonunda ise Çizelge 3.17'ye göre Kulhawy taşıma gücü ve Kulhawy oturma tahmini yöntemleri en iyi sonucu veren yöntemler olduğundan tercih edilmiştir.

Kohezyonsuz zeminde bulunan sığ temellerin basınç kuvvetleri etkisinde analiz edilen örnek değerlerine göre aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır: Deterministik optimizasyon ULS kriterinin Kulhawy, SLS kriterinin Burland Burbidge yöntemine göre değerlendirmesinde temel maliyeti, elastisite modülünün 10 MPa - 75 MPa arasındaki değişimi için %75, efektif içsel sürtünme açısının 25 - 45° arasındaki değişimi $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olmadığı analizler için %83, $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olduğu analizler için %78, düşey yükün 7000 kN – 1000 kN arasındaki değişimi için %71, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi için %35, izin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasındaki değişimi için %0, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasındaki değişimi için %16 azalmaya sebep olmuştur. ULS kriterinin YSA, SLS kriterinin YSA yöntemlerine göre irdelenmesinde temel maliyeti, elastisite modülünün 10 MPa - 75 MPa arasında %66, efektif içsel sürtünme açısının 25 - 45° arasında $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olmadığı analizlerde %30, düşey yükün 7000 kN – 1000 kN arasında %82, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasında %5, izin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasında %0, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasında %13 azalmıştır. ULS kriteri Kulhawy, SLS kiteri Burland Burbidge yöntemleri için analiz edilen değerlerde optimizasyonda en etkili olan değişken, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olmayan elastisite modülü, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

Türkiye, A.B.D. ve Çin birim fiyatlarıyla sığ temellerin deterministik optimizasyonunda örnek analiz değerleri için Çin'e göre Türkiye şartlarındaki maliyetler %82 - %91, A.B.D. şartlarındaki maliyetler %492 - %501 daha fazladır. Ülkelerin birim fiyatları değişmesine rağmen, aynı analiz değerlerinde bulunan temel boyutları Türkiye, A.B.D. ve Çin farketmeksizin aynı kalmıştır.

Kohezyonsuz zeminde bulunan fore kazıkların basınç kuvvetleri etkisinde analiz edilen örnek değerlerine göre aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır: Deterministik optimizasyonda ULS kriterinin Kulhawy, SLS kriterinin Kulhawy yöntemine göre değerlendirmesinde temel maliyeti, elastisite modülünün 10 MPa - 75 MPa arasındaki değişimi için %29, efektif içsel sürtünme açısının 30° - 45° arasındaki

değişimi $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olmadığı analizler için %75, $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olduğu analizler için %78, düşey yükün 7000 kN – 500 kN arasındaki değişimi için %90, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi için %48, izin verilen maksimum deplasmanın 10 – 50 mm arasındaki değişimi için %0, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasındaki değişimi için %20 azalmıştır. Fore kazıklar için düşey yük optimizasyon sonucunda maliyette %90 azalmaya yol açmasına rağmen geoteknik analiz parametrelerinden birisi olmadığından yukarıdaki sonuçlar içserisinde değerlendirilmemiştir. ULS kriteri Kulhawy, SLS kriteri Burland Burbidge yöntemleri için analiz edilen değerlerde optimizasyonda en etkili olan değişken, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olmayan elastisite modülü, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

Hassasiyet çalışması sonuçlarına göre sığ ve derim temellerin tasarımını kontrol eden en önemli etkenin elastisite modülü olduğu görülmektedir. Bu yüzden saha araştırması sırasında elastisite modülünün belirlenmesine dikkat gösterilmelidir. Örneğin sığ temellerin Kulhawy Burland Burbidge yöntemlerine göre optimizasyonda elastisite modülünün 10 MPa değerinde temel boyutları D = 3.9 m, B = 3.9 m, L = 3.9 m, yapım maliyeti 2566 TL iken 75 MPa'a artması temel boyutlarını D = 1.95 m, B = 1.95 m, L = 1.95 m yaparak yapım maliyetini (641 TL) 1925 TL düşürmüştür. YSA - YSA için aynı elastisite modülü aralığı için yapım maliyeti 810 TL azalmıştır. $E_s$ = 10 MPa – 75 MPa aralığında deterministik tasarım yöntemleri YSA yöntemiyle optimizasyon tasarımının 2.4 katı daha fazla maliyet vermektedir. Aynı paralelde fore kazıkların deterministik tasarım optimizasyonunda elastisite modülünün 10 MPa'dan 75 MPa'a çıkması yapım maliyetini 4450 TL'den 3137 TL'ye düşürmüştür.

Efektif içsel sürtünme açısının artan değerleri optimizasyon sonuçlarına göre temel boyutlarını ve maliyetini doğrusal olmayan şekilde azaltmaktadır. Örneğin sığ temellerde efektif içsel sürtünme açısının 25° - 45° arasında artan değerleri Kulhawy - Burland Burbidge yöntemlerine göre deterministik optimizasyonda maliyeti 1495 TL'den 247 TL'ye düşürerek 1248 TL, YSA – YSA için 169 TL azaltmıştır. Efektif

sürtünme açısı ile elastisite modülü değerlerinin korelasyonlu olarak değiştiği durumda efektif içsel sürtünme açısının 35°'den 45°'ye yükselmesi maliyeti 829 TL, Kulhawy – YSA için 384 TL azaltmıştır. Fore kazıklarda ise efektif içsel sürtünme açısının 25° - 45° arasındaki değişimi 4418 TL (5584 TL - 1166 TL) maliyette azalmaya yol açmaktadır.

Sığ temellerde Kulhawy – Burland Burbidge yöntemine göre birim hacim ağırlık değerinin 16 kN/$m^3$'den 22 kN/$m^3$'e yükselmesi yapım maliyetini 312 TL, YSA – YSA için 22 TL azaltmaktadır. Fore kazıklar için birim hacim ağırlığın 16 kN/$m^3$ ile 22 kN/$m^3$ arasındaki değerleri maliyeti 5112 TL'den 2642 TL'ye düşürmüştür.

Sığ temel ve fore kazıklarda güvenlik katsayısının artması yapım maliyetini doğrusal olarak artırmaktadır. Örneğin sığ temellerde güvenlik katsayısının 2 ile 4 arasında değişen değeri maliyeti 312 TL, YSA – YSA için 294 TL artırmaktadır. Fore kazıklarda güvenlik katsayısının 2 ile 4 arasındaki değerleri maliyeti 2546 TL ile 4819 TL arasında vermektedir.

Sığ temelin optimizasyonunda izin verilen maksimum deplasman değerinin seçilen oturma tahmin yöntemine göre belirli bir eşik değere (25 mm - 35 mm) kadar artması yapım maliyetini azaltmıştır. Kulhawy – Burland Burbidge ve YSA – YSA yöntemleri için ise 15 mm - 75 mm arasında değişen değerinin yapım maliyetinde bir etkisi bulunmamaktadır. Fore kazıklarda izin verilen maksimum deplasmanın 10 mm ile 50 mm arasındaki değerleri yapım maliyetini (3137 TL) değiştirmemiştir.

Sığ temellerin optimizasyonunda birim fiyatın 2008 yılındaki değerleri ile 2011 yılındaki değerlerine göre yapılan deterministik optimizasyon sonucunda temel boyutları D = 1.95 m , B = 1.95 m, L = 1.95 m ile sabit kalırken yapım maliyeti 88 TL, YSA – YSA için 55 TL artmıştır. Fore kazıkların birim fiyatın 2008 ile 2011 yılları arasındaki değerleri 2518 TL'den 3137 TL'ye yükselmiştir.

Sığ temellerde deprem kuvvetlerinin etkisi değerlendirilecek olursa, yatay yükün düşey yüke oranının 0.5'den 0.0'a inmesi maliyeti %90 (6303TL, 641TL) azaltmıştır. $k_h$ parametresinin yapım maliyetini oldukça fazla etkilemesinin sebebi deprem kuvvetleri etkisinde taşıma gücü faktörlerinin azalmasıdır.

### 9.5. Güvenilirliğe Dayalı Tasarım Optimizasyonu

Sekizinci bölümde sığ temellerin deprem ve basınç yükleri altında yük dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ve fore kazıkların basınç ve çekme yükleri etkisinde hedef güvenilirlik seviyesi için ULS, SLS ve geometri kısıtları yerine getirilerek minimum maliyette tasarım parametreleri hesaplanmıştır. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonuyla ilgili yapılan araştırmalar aşağıda özetlenmiştir.

Kohezyonsuz zeminde bulunan sığ temellerin basınç kuvvetleri etkisinde ULS hedef güvenilirlik indeksi 3.2, COV$\phi$ %5 - %20 aralığında alınmıştır. ULS kriteri Kulhawy, SLS kriteri Burland Burbidge yöntemleriyle örnek değerlere göre analiz edilerek aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır:

Yük, dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (LRFRBDO) ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu (GABRO) analizleri neticesinde temel maliyeti sırasıyla, elastisite modülünün 10 MPa - 75 MPa arasındaki değişimi için %75, %78, efektif içsel sürtünme açısının 30 - 45° arasındaki değişimi $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olmadığı analizler için %69, %84, $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olduğu analizler için %92, %82, düşey yükün 2500 kN – 500 kN arasındaki değişimi için %66, %85, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi için %41, %74, izin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasındaki değişimi için %8, %59, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasındaki değişimi için %21, %21 azalmıştır. LRFRDO ile efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı ($COV_\phi$) %5 - %20 aralığının maliyet üzerindeki etkisine bakılacak olursa aynı hassasiyet değerleri için elastisite modülünde %1 - %8, elastisite modülü ile korele

olan ve olmayan efektif içsel sürtünme açısında %3 - %4, düşey yükte %4, birim hacim ağırlıkta %4, izin verilen maksimum deplasmanda ve birim fiyat yılında %8 artışa sebep olmaktadır. GABRO ile $COV_{\phi}$ %5 - %20 aralığı aynı hassasiyet değerleri için elastisite modülünde %50 - %60, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olmayan elastisite modülünde %53 - %70, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olan elastisite modülünde %50 - %70, düşey yükte %56 - %60, birim hacim ağırlıkta, izin verilen maksimum deplasmanda ve birim fiyat yılında %60 maliyeti artırmaktadır.

Bu bölümdeki hassasiyet çalışması sonuçlarında performans fonksiyonunun direnç tarafındaki değişkenleri değerlendirilmiştir. Bu sebeple düşey yük, yükleme-direnç dengesinin yükleme tarafında olduğundan etkili-etkisiz değişken olarak değerlendirilmemiştir.

Kulhawy taşıma gücü, Burland Burbidge oturma tahmin yöntemleriyle analiz edilen değerlerde optimizasyonda en etkili olan değişken, LRFRBDO için elastisite modülü ile korele olan efektif içsel sürtünme açısı, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır. GABRO analizlerinde en etkili olan değişken elastisite modülü ile korele olmayan efektif içsel sürtünme açısı, en etkisiz ise birim fiyat yılıdır.

Örneğin basınç kuvvetleri etkisindeki sığ temellerin yük dayanım katsayılarıyla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $E_s$ = 70 MPa değerinde efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısınn %5'den %20'e çıkması maliyeti 57 TL (641 TL, 698 TL) artırmaktadır. Efektif içsel sürtünme açısı 30° değerinde COVϕ'nin %5'den %20'e çıkması maliyeti 53 TL (888 TL, 941 TL) yükseltirken, ϕ' = 45 değerinde COV değişmi maliyeti etkilememektedir. Düşey yükün 500 kN değerinde COVϕ değişimi maliyeti 19 TL (239 TL, 258 TL) etkilerken, V = 2500 kN değerinde COVϕ'nin %5 ile %20 artması 57 TL (641 TL, 698 TL) yükseltmiştir. Birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$ değerinde COVϕ %5 - %20 değişimi 81 TL (884 TL, 965 TL) artırırken, γ = 22 kN/m$^3$ değerinde COVϕ %5 - %20 değişimi 51 TL (572 TL, 623 TL) etkilemektedir. Güvenlik katsayısı ve izin verilen maksimum deplasman güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu etkilemezken COVϕ değerinin %5 -

%20 değişimi 57 TL (641 TL, 698 TL) maliyeti değiştirmektedir. Birim fiyatların 2008 yılında COVϕ %5 - %20 arasındaki değişimi için 49 TL (553 TL, 602 TL) maliyet artışı oluşturmaktadır.

Kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenlik katsayısı 3 kullanılarak deterministik optimizasyonu, ULS hedef güvenilirlik indeksi 2.3, COVϕ %5 için yük, dayanım katsayılarıyla ve genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonları Kulhawy taşıma gücü, Burland Burbidge oturma tahmin yöntemleriyle irdelenerek aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır.

Temel maliyeti, DO, LRFRBDO ve GABRO sonuçlarına göre sırasıyla, elastisite modülünün 10 MPa - 70 MPa arasında %62, %71, %74, efektif içsel sürtünme açısının 30 - 45° arasında $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olmadığı analizler için %76, %77, %68, $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olduğu analizler için %92, %92, %93, düşey yükün 2500 kN – 500 kN arasında %76, %75, %75, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasında %36, %36, %36, izin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasında %0, %0, %0, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasında %14, %14, %14 azalmıştır. Yukarıdaki sonuçlara göre tasarımda en etkili - etkisiz değişken LRFRBDO için $E_s$ - ϕ' korelasyonunun olmadığı efektif içsel sürtünme açısı – izin verilen maksimum deplasman, GABRO için elastisite modülü – izin verilen maksimum deplasmandır.

Deprem kuvvetleri etkisindeki sığ temelin COVϕ = %5 değerinde yatay yükün düşey yüke oranının ($k_h$) 0.4 - 0.0 arasındaki değişimi maliyeti DO için %80, LRFRBDO için %91, GABRO için %76 düşürmüştür. ϕ = 35°, V = 2500kN, γ = 20 kN/m$^3$, $k_h$ = 0.1 değerleri için, COVϕ = %5 - %20 arasındaki değişimi temel maliyetinde LRFRBDO için %55, GABRO için %53 azaltmıştır.

Örneğin COVϕ = %5, $k_h$ = 0.1 kullanılarak deprem kuvvetleri etkisindeki sığ temellerin genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda efektif içsel sürtünme açısı 30° değerinde 45° çıkması maliyeti 660 TL (973 TL, 313 TL) düşürmektedir. Düşey yükün 500 kN değerinden 4500 kN değerine çıkması 731 TL

(249 TL, 980 TL) ek maliyet getirmektedir. Birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$ ile 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi maliyeti 331 TL (933 TL, 602 TL) artırmaktadır.

Sığ temellerin basınç kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı yüksek değerlerinin, GABRO yönteminde, LRFRBDO yöntemine göre maliyeti daha fazla artırdığı tespit edilmiştir. İki yöntem arasındaki maliyet farkının sebepleri için yük ve dayanım katsayılarıyla tasarımda, hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerlerine paralel olarak yöntemden kaynaklanan direnç katsayılarının hesaplanması, genetik algoritmayla yapılan analizlerde yükleme için yapılan Monte Carlo benzetimlerinin, yük ve dayanım katsayıları ile tasarımlar sırasında aynı değerlerde ve dağılımda alınmamış olabileceği değerlendirilmektedir. Deprem kuvvetleri etkisindeki sığ temellerin güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda yük, dayanım katsayıları ve genetik algoritma yöntemleriyle COV$\phi$'nin yüksek değerlerinde bile maliyetin birbirine yakın olduğu belirlenmiştir. Bu durumun sebebinin ise deprem kuvvetleri etkisindeki sığ temellerin güvenilirliğe dayalı tasarımı direnç faktörleri bulunmasında kullanılan belirsizlik değerleri ve hesaplamalarının genetik algoritmada kullanılanlarla aynı olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir. Ayrıca GABRO yönteminde kısıtların ceza fonksiyonuna çevrilmesi durumunda sonuçların hatalı çıkması ihtimaline karşı önlem alınmıştır. Bu amaçla GABRO yönteminde amaç fonksiyonu kısıtlı ve kısıtsız halde hesaplattırılarak, ceza fonksiyonuna dönüştürülen kısıtların dikkate alınıp alınmadığı kontrol edilmiştir.

Kohezyonsuz zeminde bulunan fore kazıkların basınç yükleri etkisinde ULS hedef güvenilirlik indeksi 3.2, COV$\phi$ %5 - %20 aralığında, ULS kriteri Kulhawy, SLS kriteri Kulhawy yöntemlerine göre analiz edilmiştir. Yük ve dayanım katsayılarıyla RBDO analizleri neticesinde temel maliyeti, elastisite modülünün 10 MPa - 70 MPa arasındaki değişimi için %50, efektif içsel sürtünme açısının 30 - 45° arasındaki değişimi $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olmadığı analizler için %75, $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olduğu analizler için %78, düşey yükün 4000 kN – 500 kN arasındaki değişimi için %79, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi için %61, izin verilen

maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasındaki değişimi için %25, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasındaki değişimi için %40 azalmıştır. Efektif içsel sürtünme açısı varyans katsayısı %5 - %20 aralığının maliyet üzerindeki etkisine bakılacak olursa aynı hassasiyet aralıkları için elastisite modülünde %25 - %34, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olmayan elastisite modülünde %4 - %26, efektif içsel sürtünme açısı ile korele olan elastisite modülünde %4 - %28, düşey yükte %21 - %27, birim hacim ağırlıkta %25, izin verilen maksimum deplasmanda ve birim fiyat yılında %25 artışa sebep olduğu görülmektedir. Kulhawy taşıma gücü, SLS Burland Burbidge oturma tahmin yöntemleriyle analiz edilen değerlerde optimizasyonda en etkili olan değişken, elastisite modülü ile korele olan efektif içsel sürtünme açısı, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

Örneğin fore kazıkların basınç kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunda $E_s$ = 20 MPa değerinde varyans katsayısınn %5'den %20'e çıkması maliyeti 1219 TL (2739 TL, 3958 TL) artırmaktadır. Efektif içsel sürtünme açısı 30° değerinde COV$\phi$'nin %5'den %20'e çıkması maliyeti 1263 TL (4577 TL, 5840 TL) artırırken, $\phi$ = 45 değerinde COV değişimi maliyeti etkilememektedir. Düşey yük 500 kN değerinde COV$\phi$ değişimi maliyeti etkilemezken, V= 4000 kN değerinde COV$\phi$'nin %5 ile %20 artması 1907 TL (5167 TL, 7074 TL) yükseltmiştir. Birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$ dğerinde COV$\phi$ %5 - %20 değişimi 1429 TL (4407 TL, 5836 TL) artırırken, gamma = 22 kN/m$^3$ değerinde COV$\phi$ %5 - %20 değişimi 793 TL (2303 TL, 3096 TL) etkilemektedir. İzin verilen maksimum deplasman ve güvenlik katsayısı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu etkilemezken COV$\phi$ değerinin %5 - %20 değişimi 931 TL (2739 TL, 3670 TL) değiştirmektedir. Birim fiyatların 2008 yılında COV$\phi$ %5 - %20 arasındaki değişimi için 747 TL (2199 TL, 2946 TL) maliyet farkı oluşmuştur.

Kohezyonsuz zemindeki fore kazıkların drenajlı çekme yüklemesi durumunda ULS hedef güvenilirlik indeksi 3.2, yatay gerilme katsayısı ($k_0$) 0.7, $COV_{k0}$ %40 - %80 aralığında, ULS kriteri Kulhawy, SLS kriteri Kulhawy yöntemlerine göre analiz edilmiştir. DO ve LRFRBDO analizleri neticesinde temel maliyeti sırasıyla, elastisite

modülünün 10 MPa - 70 MPa arasındaki değişimi için %0, %8, efektif içsel sürtünme açısının 30 - 45° arasındaki değişimi $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olmadığı analizler için %24, %28, $E_s$ - $\phi$' korelasyonunun olduğu analizler için %14, %18, düşey yükün 250 kN – 800 kN arasındaki değişimi için %44, %51, birim hacim ağırlığın 16 – 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi için %28, %33, izin verilen maksimum deplasmanın 15 – 75 mm arasındaki değişimi için %0, %8, birim fiyatın 2011 – 2008 yılları arasındaki değişimi için %22, %26 azalmıştır. Yatay gerilme varyans katsayısı %40 - %80 aralığının, maliyet üzerindeki etkisine bakılacak olursa tüm hassasiyet değişkenlerinde, $k_0$ = 0.7 değerinde %8, $k_0$ = 2.0 değerinde %16 artışa sebep olmaktadır. Kulhawy taşıma gücü, SLS Burland Burbidge oturma tahmin yöntemleriyle analiz edilen değerlerde LRFRBDO'da en etkili olan değişken, birim hacim ağırlık, en etkisiz olan ise izin verilen maksimum deplasmandır.

Örneğin fore kazıkların çekme kuvvetleri etkisinde deterministik ve güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu efektif içsel sürtünme açısının analiz yapılan değerleri için $COV_{k0}$'nin %40 - %80 değişimi $k_0$ = 0.7 değerinde %9 (örneğin 2934 TL'den 3195 TL'ye); $k_0$ = 2.0 değerinde %20 maliyet artışına (örneğin 1868 TL'den 2232 TL'ye) sebep olmaktadır. Birim hacim ağırlığın 16 kN/m$^3$ - 22 kN/m$^3$ arasındaki değişimi $k_0$ = 0.7 değerinde %9; $k_0$ = 2.0 değerinde %20 ek maliyet getirmektedir. İzin verilen maksimum deplasman ve güvenlik katsayısı güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonunu etkilememektedir. $k_0$ = 0.7'de, $COV_{k0}$'nin %40'den %80'ye çıkması maliyeti 238 TL (2684 TL, 2922 TL) artırırken; $k_0$ = 2.0'da, $COV_{k0}$'nin %40'den %80'ye çıkması maliyeti 331 TL (1704 TL, 2035 TL) artırmıştır.

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu, tasarım parametrelerindeki belirsizliklerin hesaplamalara etkitilerek, tasarımın istenilen güvenilirlik seviyesinde minimum maliyette olmasını sağlar. Geoteknik analiz parametre ve yükleme belirsizliklerinin maliyetini değerlendirme imkanı verir. Belirsizliklerin bir kısmı ek saha araştırması yöntemleriyle azaltılabilir. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ek saha araştırması yapılıp yapılmayacağına karar vermede yardımcı

olan önemli bir yöntemdir. Ek saha araştırmalarına harcanacak miktar kazanılacak getiriden daha az ise bu durum maliyet etkin bir çözümdür.

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu hassasiyet çalışması sonucunda geoteknik analiz parametrelerindeki bilinmezliklerin maliyet üzerindeki etkisi belirlenmiştir. Wang (2009) tarafından ortaya koyulan bulgularla uyumlu olarak geoteknik bilinmezlikler arttıkça maliyetde artmaktadır. Geoteknik bilinmezliklerin azaltılmasının maliyet üzerindeki etkisini kıyaslamak için fayda-maliyet analizi yapılmalıdır. Fayda-maliyet analizlerindeki fayda bölümü güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçları ile hesaplanmalıdır. Maliyet bölümü ise ek saha araştırmaları, deney yapılması ve personel giderlerini içermektedir.

Zeminin doğasındaki değişebilirlik, ölçüm hatası, dönüşüm belirsizliği ve model hatalarından kaynaklanan belirsizliklerden dolayı güvenlik katsayısı kullanılarak gerçekleştirilen tasarımlar, güvenilirliği sağlamayı garanti edemezler. Güvenilirliğe dayalı tasarım ise bu belirsizlikleri dikkate alır. Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu ise hedeflenen güvenilirlik seviyesinde minimum maliyetde tasarım imkanı verir.

## 9.6. Gelecekteki Çalışmalar İçin Öneriler

Güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu analitik ve sayısal çözüm yöntemleri gelişim içerisindedir. Sayısal gradyan hesaplama teknikleriyle birlikte güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sayısal yöntemlerden biriyle hesaplanarak çıkan sonuçların genetik algoritmayla güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu sonuçlarıyla karşılaştırması yerinde olacaktır.

Tez kapsamındaki optimizasyon çalışmalarında yapım maliyeti kazı, kalıp, donatı, beton, dolgu unsurlarıyla ele alınmasına rağmen yapım maliyetini etkilen zaman, ekipman gibi faktörler de bulunmaktadır. Bu faktörler de optimizasyon çalışmasına dahil edilerek çalışma genişletilebilir.

Bu tez çalışması kohezyonsuz zeminde bulunan sığ temeller ve fore kazıklar hedeflenerek yapılmıştır. Kohezyonlu zemindeki temeller ve yanal yük etkisindeki kazıkları konu alan güvenilirliğe dayalı tasarım optimizasyonu araştırmalarının yapılmasının yerinde olacağı düşünülmektedir.

# KAYNAKLAR

A.B.Y.Y.H.Y., "Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik", ***Bayındırlık ve İskan Bakanlığı, Afet İşleri Genel Müdürlüğü***, ***Ankara***, 5-23 (1998).

Akbas, S.O., "Deterministic and probabilistic assessment of settlements of shallow foundations in cohesionless soils", Doktora Tezi, ***Cornell University***, Ithaca, New York, 54-450 (2007).

Akbas, S.O., Kulhawy, F.H., "Reliability-Based Design Approach for Differential Settlement of Footings on Cohesionless Soils", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 135(12): 1779-1788 (2009).

Algermissen, S.T., "Probabilistic estimates of maximum acceleration and velocity in rock in the contiguous United States", ***Open File Rep. No. 82-1033***, ***U.S. Geological Survey***, ***Reston***, 1-20 (1982).

Allen, D.E., "Limit states design: a probabilistic study", ***Canadian Journal of Civil Engineering***, 2(1): 36-49 (1975).

António, C., "A hierarchical genetic algorithm for reliability based design of geometrically non-linear composite structures", ***Composite structures***, 54(1): 37-47 (2001).

Aoues, Y., Chateauneuf, A., "Benchmark study of numerical methods for reliability-based design optimization", ***Structural and Multidisciplinary Optimization***, 41(2): 277-294 (2010).

Arifoğlu, U., "MATLAB simulink ve mühendislik uygulamaları", ***Alfa Yayınları***, İstanbul, 530-744 (2008).

Arora, J.S., "Introduction to optimum design", ***Academic Press***, San Diego, 413-559 (2004).

Arora, J.S., "Optimization of structural and mechanical systems", ***World Scientific Pub Co Inc***, Singapur, 595 (2007).

ASCE 7.05, "Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures", ***ASCE 7.05***, ***American Society of Civil Engineers***, ***Reston, VA***, 7-101 (2005).

ASTM D4253, "Standard Test Methods for Maximum Index Density and Unit Weight of Soils Using a Vibratory Table", ***American Society for Testing and Materials***, 1-15 (1989).

ASTM D4254, "Standard Test Methods for Minimum Index Density and Unit Weight of Soils and Calculation of Relative Density", ***American Society for Testing and Materials***, 1-9 (1989).

Au, S.K., Beck, J.L., "Subset simulation and its application to seismic risk based on dynamic analysis", ***Journal of engineering mechanics***, 129(8): 901 (2003).

Babu, G.L., Basha, B.M., "Optimum design of cantilever sheet pile walls in sandy soils using inverse reliability approach", ***Computers and Geotechnics***, 35(2): 134-143 (2008).

Babu, G.L.., Basha, B.M., "Optimum design of cantilever retaining walls using target reliability approach", ***International Journal of Geomechanics***, 8(4): 240-252 (2008).

Babu, G.L.., Basha, B.M., "Inverse reliability based design optimization of cantilever retaining walls", ***3 rd International ASRANet Colloguium***, Glasgow, UK, 1-10 (2006).

Babu, S., Srivastava, A., Murthy, D.S., "Reliability analysis of the bearing capacity of a shallow foundation resting on cohesive soil", ***Canadian geotechnical journal***, 43(2): 217-223 (2006).

Baecher, G.B., "Geotechnical error analysis", ***Special Summer Course 1.60s,***, ***1105***, ***Massachusetts Institute of Technology***, ***Cambridge***, 23-31 (1985).

Baecher, G.B., "Geotechnical Risk Analysis: User's Guide", ***FHWA/RD-87-011***, ***Federal Highway Administration***, 110 (1987).

Baecher, G.B., Christian, J.T., "Reliability and statistics in geotechnical engineering", ***John Wiley & Sons Inc***, Cornwall, 303-430 (2003).

Baecher, G.B., Paté, M.E., Neufville, R. De, "Risk of dam failure in benefit-cost analysis", ***Water Resources Research***, 16(3): 449-456 (1980).

Baldi, G., Bellotti, R., Ghionna, V.N., Jamiolkowski, M., Presti, D.C.F. Lo, "Modulus of sands from CPT and DMT", ***12th Int. Conf. on Soil Mech. and Found. Engrg.***, 1: Balkema, Rotterdam, The Netherlands, 165-170 (1989).

Barakat, S.A., Malkawi, A.I.., Tahat, R.H., "Reliability-based optimization of laterally loaded piles", ***Structural safety***, 21(1): 45-64 (1999).

Barakat, S., Bani-Hani, K., Taha, M.Q., "Multi-objective reliability-based optimization of prestressed concrete beams", ***Structural safety***, 26(3): 311-342 (2004).

Barakat, S., Kallas, N., Taha, M.Q., "Single objective reliability-based optimization of prestressed concrete beams", ***Computers & structures***, 81(26-27): 2501-2512 (2003).

Barker, R.M., Duncan, J.M., Rojiani, K.B., Ooi, P.S.K., Tan, C.K., Kim, S.G., "Manuals for the design of bridge foundations", ***NCHRP Report***, 308 (1991).

Bartlett, F.M., Hong, H.P., Zhou, W., "Load factor calibration for the proposed 2005 edition of the National Building Code of Canada: Statistics of loads and load effects", ***Canadian Journal of Civil Engineering***, 30(2): 429-439 (2003).

Barton, M.E., Cooper, M.R., Palmer, S.N., "Diagenetic alteration and micro-structural characteristics of sands: neglected factors in the interpretation of penetration tests", ***Proc. Conf. Penetration Testing in the UK, ICE***, Birmingham, 57-60 (1988).

Basha, B.M., Babu, G.L.., "Reliability Based Design Optimization of Gravity Retaining Walls", 170: ***ASCE***, 1-10 (2007).

Basha, B.M., Babu, G.L.., "Reliability Based Design Optimization for Internal Stability of Reinforced Soil Structures Using Pseudo Static Method", 186: ***Contemporary Topics in In Situ Testing, Analysis, and Reliability of Foundations***, ***ASCE***, 364-371 (2009).

Basha, B.M., Babu, G.L.., "Optimum Design of Bridge Abutments under Seismic Conditions: Reliability-Based Approach", ***Journal of Bridge Engineering***, 15(2): 183-195 (2010).

Basha, B.M., Babu, G.L.., "Optimum Design for External Seismic Stability of Geosynthetic Reinforced Soil Walls: Reliability Based Approach", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 136: 797 (2010).

Bauer, J., Pula, W., "Reliability with respect to settlement limit-states of shallow foundations on linearly-deformable subsoil", ***Computers and Geotechnics***, 26(3-4): 281-308 (2000).

Beckwith, G.H., Bedenkop, D.V., "An Investigation of the Load Carrying Capacity of Drilled Cast-in-place Concrete Piles Bearing on Coarse Granular Soils and Cemented Alluvial Fan Deposits", ***AHD-RD-10-122***, ***Sergent, Hauskins & Beckwith Engineers***, (1973).

Benjamin, J.R., Cornell, C.A., "Probability, statistics, and decision for civil engineers", ***McGraw-Hill***, New York, (1970).

Bergdahl, U., Wennerstrand, F., "Bearing capacity of driven friction piles in loose sand", ***Proceeding of Sixth European Conference***, ***SMFE***, 355-360 (1976).

Berger, J.A., Goble, G.G., "Reliability-Based Specification for Driven Piles", ***6th Specialty Conference on Probabilistic Mechanics & Structural & Geotechnical Reliability***, ***ASCE***, Denver, 1-6 (1992).

Bieganousky, W.A., Marcuson, W.F., "Liquefaction Potential of Dams and Foundations Report 1 Laboratory Standard Penetration Tests on Reid Bedford Model and Ottawa Sands.", ***Army Engineer Waterways Experiment Station Vicksburg Miss***, (1976).

Bieganousky, W.A., Marcuson, W.F., "Liquefaction Potential of Dams and Foundations Report 2 Laboratory Standard Penetration Tests on Platte River Sand and Standard Concrete Sand.", ***Army Engineer Waterways Experiment Station Vicksburg Miss***, (1977).

Bledsoe, J.D., "From concept to bid: successful estimating methods", ***RS Means Co., Kingston, MA***, (1992).

Blendy, M.M., "Rational approach to pile foundations", ***Proceeding of Symposium On Deep Foundations***, ***ASCE***, Reston, VA, 38-47 (1979).

Bowles, J.E., "Foundation analysis and design", ***McGraw-Hill***, (1996).

Burland, J., "Shaft friction of piles in clay", ***Publication of Ground Engineering***, 6(3): 1-15 (1973).

Burland, J.B., Burbidge, M.C., "Settlement of foundations on sand and gravel", ***Proceeding of Inst. Civ. Engrg.***, 78(6): ***Ice Virtual Library***, 1325-1381 (1985).

Callanan, J.F., Kulhawy, F.H., "Evaluation of procedures for predicting foundation uplift movements. Final report", ***Cornell University***, ***Ithaca, New York***, (1985).

Caquot, A., Kerisel, J., "Sur le terme de surface dans le calcul des fondations en milieu pulverulent", ***Third International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering***, 1: 336-337 (1953).

Carpentier, R., Van, D.L., Maertens, L., "Results of loading tests on two vibrated steel H-piles in sand", ***Proceeding of Sixth European Conference***, ***SMFE***, 593-600 (1984).

Case, K.E., "On the Consideration of Variability in Cost Estimating", ***IEEE Transactions on Engineering Management***, EM-19(4): 114-118 (1972).

Chalk, P.L., Corotis, R.B., "Probability model for design live loads", ***Journal of the Structural Division***, 106(10): 2017-2033 (1980).

Chan, K.Y., Skerlos, S.J., Papalambros, P., "An adaptive sequential linear programming algorithm for optimal design problems with probabilistic constraints", ***Journal of Mechanical Design***, 129: 140 (2007).

Chan, R.K.S., "Foundation Design and Construction", ***Geotechnical Publication No 1***, ***The Government of the Hong Kong Special Administrative Region***, ***Hong Kong***, (2006).

Chan, W.T., Chow, Y.K., Liu, L.F., "Neural network: An alternative to pile driving formulas", ***Computers and geotechnics***, 17(2): 135-156 (1995).

Chen, J.R., "Axial behavior of drilled shafts in gravelly soils", ***Cornell University***, Ithaca, (2004).

Chen, X., Hasselman, T.K., Neill, D.J., "Reliability based structural design optimization for practical applications", ***38th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit, and AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Forum***, (1997).

Chen, Y.J., Kulhawy, F.H., "Case history evaluation of the behavior of drilled shafts under axial and laterial loading", ***EPRI TR-104601***, ***Cornell University, January***, 493 (1994).

Cheng, G., Xu, L., Jiang, L., "A sequential approximate programming strategy for reliability-based structural optimization", ***Computers & structures***, 84(21): 1353-1367 (2006).

Cherubini, C., "Reliability evaluation of shallow foundation bearing capacity on c, phi soils", ***Canadian Geotechnical Journal***, 37(1): 264-269 (2000).

Ching, J., Hsu, W.C., "Transforming reliability limit-state constraints into deterministic limit-state constraints", ***Structural Safety***, 30(1): 11-33 (2008).

Chong, E.K., Zak, S.H., "An introduction to optimization", ***John Wiley & Sons***, New York, (2001).

Choudhury, D., Subba Rao, K.S., "Seismic bearing capacity of shallow strip footings", ***Geotechnical and Geological Engineering***, 23(4): 403-418 (2005).

CIRIA, "Rationalization of Safety and Serviceability Factors in Structural Codes", ***63***, ***Construction Industry Research and Information Association***, ***London***, 226 (1977).

Coduto, D.P., "Foundation Design: Principles and Practices, 2nd", ***Prentice-Hall***, New Jersey, 45 (2001).

Cornell, C.A., "A Probability-Based Structural Code", ***ACI Journal Proceedings***, 66: (1969).

Corotis, R.B., Doshi, V.A., "Probability models for live-load survey results", ***Journal of the Structural Division***, 103(6): 1257-1274 (1977).

Coyle, H.M., Castello, R.R., "New design correlations for piles in sand", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 107(7): 965-986 (1981).

Criswell, M.E., Vanderbilt, M.D., "Reliability-Based Design of Transmission Line Structures: Final Report", ***Report EL-4793***, ***Electric power research institute***, (1987).

Cushing, A.G., "Small-strain elastic deformation of drilled shafts in axial uplift and compression loading", Yüksek Lisans Tezi, ***Cornell University***, Ithaca, 410 (2001).

D'Appolonia, D.J., D'Appolonia, E., "Use of SPT to estimate settlement of footings on sand", ***Proc., Symposium of Foundation Interbedded Sands***, ***Division of Applied Geomechanics, Commonwealth Scientific and Industrial Research***, Perth, 16-22 (1970).

Das, B.M., Sivakugan, N., "Settlements of shallow foundations on granular soil - an overview", ***International Journal of Geotechnical Engineering***, 1: 19-29 (2007).

Das, S.K., Basudhar, P.K., "Undrained lateral load capacity of piles in clay using artificial neural network", ***Computers and Geotechnics***, 33(8): 454-459 (2006).

De beerE. E, Ladanyi, B., "Experimental Study of the Bearing Capacity of Sand Under Circular Foundations Resting on the Surface", ***5th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering***, 1: Paris, 577-585 (1961).

Deb, K., Gupta, S., Daum, D., Branke, J., Mall, A.K., Padmanabhan, D., "Reliability-based optimization using evolutionary algorithms", ***Evolutionary Computation, IEEE Transactions on***, 13(5): 1054-1074 (2009).

DeBeer, E., Martens, A., "Methods of calculating the ultimate bearing capacity of method of computation of an upper limit for the influence of heterogeneity of sand layers on the settlement of bridges", ***4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineeringons on sedimentary soft rock: a case study on small-strain stiffness***, 1: London, 275-282 (1957).

Décourt, L., "The Standard Penetration Test", ***State-of-the-art-report, Proc. of the Twelfth Int. Confe. on Soil Mechanics and Foundation Engrg.***, Rio de Janeiro, 2405-2416 (1989).

Diamantidis, D., "Probabilistic assessment of existing structures", ***RILEM publications***, (2001).

DiGioia Jr, A.M., Rojas-Gonzalez, L.F., "Application of reliability based design concepts to transmission line structure foundations", ***IEEE Transactions on Power Delivery***, 6(1): 352-358 (1991).

Douglas, D.J., "State-of-the-art", ***Ground engineering***, 19(2): 2-6 (1986).

Du, X., Chen, W., "Sequential optimization and reliability assessment method for efficient probabilistic design", ***Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Journal of Mechanical DesignN***, 225-233 (2004).

Ellingwood, B.R., "Wind and snow load statistics for probabilistic design", ***Journal of the Structural Division***, 107(7): 1345-1350 (1981).

Ellingwood, B.R., Culver, C.G., "Analysis of live loads in office buildings", ***Journal of the Structural Division***, 103(8): 1551-1560 (1977).

Ellingwood, B.R., Galambos, T.V., MacGregor, J.G., Cornell, C.A., "Development of a Probability-Based Load Criterion for American National Standard A58, Special Publication 577", ***National Bureau of Standards***, (1980).

Ellingwood, B.R., O'Rourke, M.J., "Probabilistic models of snow loads on structures", ***Structural Safety***, 2(4): 291-299 (1985).

Ellingwood, B.R., Redfield, R., "Ground snow loads for structural design", ***Journal of Structural Engineering***, 109(4): 950-964 (1983).

Ellingwood, B.R., Rosowsky, D., "Combining snow and earthquake loads for limit states design", ***Journal of Structural Engineering***, 122(11): 1364-1368 (1996).

Ellingwood, B.R., Tekie, P.B., "Wind load statistics for probability-based structural design", ***Journal of structural engineering***, 125(4): 453-463 (1999).

Elmas, C., "Yapay Zeka Uygulamaları", ***Seçkin Yayıncılık***, Ankara, (2007).

Fang, H.Y., "Foundation engineering handbook", ***Chapman & Hall***, New York, (1990).

Fellenius, B.H., "Basics of foundation engineering", ***Electronic Edition***, (2008).

Fenton, G.A., Griffiths, D.V., "Risk assessment in geotechnical engineering", ***John Wiley & Sons***, New York, (2008).

Fenton, G.A., Griffiths, D.V., "Three-dimensional probabilistic foundation settlement", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 131: 232 (2005).

Filippas, O.B., Kulhawy, F.H., Grigoriu, M.D., "Reliability-based foundation design for transmission line structures: Uncertainties in soil property measurement", ***Report EL-5507 (3)***, (1988).

Fishman, G.S., "Monte Carlo: concepts, algorithms, and applications", ***Springer***, (1996).

Foye, K.C., Salgado, R., Scott, B., "Assessment of variable uncertainties for reliability-based design of foundations", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 132: 1197 (2006).

Franke, E., Garbrecht, D., "Test loading on 8 large bored piles in sand", ***Proc., 9th Intl. Conf. on Soil. Mechanics and Foundation Eng***, Tokyo, (1977).

Freudenthal, A.M., "The safety of structures", ***Selected Papers by Alfred M. Freudenthal: Civil Engineering Classics***, ***ASCE***, 269-324 (1947).

Furlow, C.R., "Pile tests joneville Lock and dam, Quachita and Black Rivers, Arkansas and Luisana", ***Technical Report S-68-10***, ***U.S. Army Enginer Waterways Exp. Station***, ***Vicksburg, MS***, (1968).

Gasser, M., Schuëller, G.I., "Reliability-based optimization of structural systems", ***Mathematical Methods of Operations Research***, 46(3): 287-307 (1997).

Ghaboussi, J., Garrett, J.H., Wu, X., "Knowledge Based Modeling of Material Behavior with Neural Networks", ***Journal of Engineering Mechanics***, 117(1): 132-153 (1991).

Ghosh, P., "Upper bound solutions of bearing capacity of strip footing by pseudo-dynamic approach", ***Acta Geotechnica***, 3(2): 115-123 (2008).

Gilks, W.R., Richardson, S., Spiegelhalter, D.J., "Markov chain Monte Carlo in practice", ***Chapman & Hall/CRC***, London, (1996).

Goble, G.G., Likins, G., Rausche, F., "Bearing capacity of piles from dynamic measurements", ***Case Western Reserve University***, (1975).

Goble, G.G., Cochran, D., Marcucci, F., "Foundation design and evaluation for winnemuca viaduct", ***884***, ***Transportation Research Record***, 37-45 (1982).

Goh, A.T.C., "Nonlinear modeling in geotechnical engineering using neural", ***Australian Civil Engineering Transactions***, 36(4): 293-297 (1994).

Goh, A.T.C., "Back-propagation neural networks for modeling complex systems", ***Artificial Intelligence in Engineering***, 9(3): 143-151 (1995).

Goh, A.T.C., "Empirical design in geotechnics using neural networks", ***Geotechnique***, 45(4): 709-714 (1995).

Goh, A.T.C., "Pile driving records reanalyzed using neural networks", ***Journal of geotechnical engineering, ASCE***, 122(6): 492-495 (1996).

Goh, A.T.C., Kulhawy, F.H., Chua, C.G., "Bayesian Neural Network Analysis of Undrained Side Resistance of Drilled Shafts", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 131(1): 84-93 (2005).

Goldberg, D.E., "Genetic algorithms in search, optimization, and machine learning", (1989).

Grandhi, R.V., Wang, L., "Reliability-based structural optimization using improved two-point adaptive nonlinear approximations", ***Finite Elements in Analysis and Design***, 29(1): 35-48 (1998).

Gregersen, O.S., Aas, G., DiBiagio, E., "Load test on friction piles in loose sand", 2: ***7 International Conference Soil Mech. Found. Engrg.***, Moscow, 19-27 (1973).

Gurtowski, T.M., Wu, M.J., "Compression load tests on concrete piles in alluvium", ***Analysis and Design of Pile Foundations***, ***ASCE***, 138-153 (1984).

Hannigan, P.J., Goble, G.G., Thendean, G., Likins, G.E., Rausche, F., "Design and Construction of Driven Pile Foundations-Volume II", ***FHWA***, (1997).

Hansen, B., "A general formula for bearing capacity", ***Danish Geotechnical Institute Bulletin***, 11: 38-46 (1961).

Hansen, J.B., "Philosophy of foundation design: Design criteria, safety factors and settlement limits", ***Proc. Symp. on Bearing Capacity & Settlement of Foundations***, Durham, 1-13 (1965).

Hansen, J.B., "A revised and extended formula for bearing capacity", 21 (1970).

Hasofer, A.M., Lind, N.C., "Exact and invariant second-moment code format", ***Journal of the Engineering Mechanics Division***, 100(1): 111-121 (1974).

Haupt, R.L., Haupt, S.E., "Practical genetic algorithms", ***Wiley Online Library***, (2004).

Heins, W.F., Barends, F.B.J., "Pile test program in over-consolidated sand", ***Proceeding of Conference on Design Parameters in Geotechnical Engineering***, 3: ***British Geotechnical Society***, London, 75-78 (1979).

Hiley, A., "The efficiency of the hammer blow, and its effects with reference to piling", ***Engineering***, 2: 673 (1992).

Holzlohner, U., "Settlement of shallow foundations on sand", ***Jpn. Soc. Soil Mech. Found. Engrg.***, 24(4): 58-70 (1984).

Honfi, D., Mårtensson, A., "Reliability of steel flexural members according to EC in serviceability limit state", 446-453 (2009).

Honjo, Y., Suzuki, M., Matsuo, M., "Reliability analysis of shallow foundations in reference to design codes development", ***Computers and Geotechnics***, 26(3-4): 331-346 (2000).

Hornik, K., Stinchcombe, M., White, H., "Multilayer feedforward networks are universal approximators", ***Neural Networks***, 2(5): 359-366 (1989).

Hunter, A.H., Davisson, M.T., "Measurements of pile load transfer", ***Proceedings of Symposium on performance of Deep Foundations, San Francisco, June***, 106-117 (1969).

Ismael, N.F., Klym, T.W., "Uplift and bearing capacity of short piers in sand", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 105(5): 579-594 (1979).

Janbu, N., "Une analyse energetique du battage des pieux a l'aide de parametres sans dimension", ***Norwegian Geotech. Inst***, 63-64 (1953).

JCSS, "The Joint Committee on Structural Safety", http://www.jcss.ethz.ch/, (2001).

Kalinli, A., Acar, M.C., Gündüz, Z., "New approaches to determine the ultimate bearing capacity of shallow foundations based on artificial neural networks and ant colony optimization", ***Engineering Geology***, (2010).

Kapur, K.C., Lamberson, L.R., "Reliability in engineering design", ***John Wiley & Sons***, New York, 605 (1977).

Karadeniz, H., Togan, V., Vrouwenvelder, T., "An integrated reliability-based design optimization of offshore towers", ***Reliability Engineering & System Safety***, 94(10): 1510-1516 (2009).

Kaymaz, I., "Approximation methods for reliability based design optimization problems", ***GAMM Mitteilungen***, 30(2): 255-268 (2007).

Kaymaz, I., Marti, K., "Reliability-based design optimization for elastoplastic mechanical structures", ***Computers & structures***, 85(10): 615-625 (2007).

Kessler, K.A., "Pile foundations in flood plain soils", ***Proceeding of Symposium on Deep Foundations***, ***ASCE***, Reston, VA, 215-234 (1979).

Kharmanda, G., Mohamed, A., Lemaire, M., "Efficient reliability-based design optimization using a hybrid space with application to finite element analysis", ***Structural and Multidisciplinary Optimization***, 24(3): 233-245 (2002).

Kiefa, M.A.., "General regression neural networks for driven piles in cohesionless soils", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 124(12): 1177-1185 (1998).

Kirjner-Neto, C., Polak, E., Kiureghian, A.D., "An outer approximations approach to reliability-based optimal design of structures", ***Journal of optimization theory and applications***, 98(1): 1-16 (1998).

Koizumi, Y., "Field tests on piles in sand", ***Soils and Foundations***, Tokyo, 29-49 (1971).

Kulhawy, F.H., Jackson, C.S., Mayne, P.W., "First-Order Estimation of K\ do in Sands and Clays", ***Foundation Engineering: Current Principles and Practices (GSP 22)***, ***ASCE***, 121-134 (1989).

Kulhawy, F.H., Mayne, P.W., "Manual on estimating soil properties for foundation design", ***Electric Power Research Inst., Palo Alto, CA (USA); Cornell Univ., Ithaca, NY (USA). Geotechnical Engineering Group***, 1-214 (1990).

Kulhawy, F.H., Trautmann, C.H., Beech, J., O'Rourke, T.D., McGuire, W., Wood, W., Capano, C., "Transmission line structure foundations for uplift-compression loading", ***Report EL-2870***, ***EPRI***, ***Palo Alto, CA.***, (1983).

Kulhawy, F.H., "From Casagrande's" Calculated Risk" to reliability-based design in foundation engineering", ***Civil Engineering Practice***, 1(2): 43-56 (1996).

Kulhawy, F.H., Beech, J.F., "Ground water influences on foundation side resistance= L'influence du niveau de la nappe aquifère sur la résistance latérale des fondations", ***European conference on soil mechanics and foundation engineering***, 707-710 (1987).

Kulhawy, F.H., Birgisson, B., Grigoriu, M.D., "Reliability-based foundation design for transmission line structures: Transformation models for in-situ tests", ***Report EL-5507***, ***Palo Alto, California***, (1992).

Kulhawy, F.H., Peterson, M.S., "Behavior of sand-concrete interfaces", ***Proceedings of the 6th Panamerican Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering***, Lima, Peru, 225-236 (1979).

Kulhawy, F.H., Trautmann, C.H., Beech, J.F., O'Rourke, T.D., McGuire, W., Wood, W.A., Capano, C., "Transmission Line Structure Foundations for Uplift-Compression Loading", ***EL-2870***, ***Electric power research institute***, ***Palo Alto, California***, 412 (1983).

Kumar, J., Mohan, R., "Seismic bearing capacity factors for spread foundations", ***Geotechnique***, 52(2): 79-88 (2002).

Kuo, Y.L., Jaksa, M.B., Lyamin, A.V., Kaggwa, W.S., "ANN-based model for predicting the bearing capacity of strip footing on multi-layered cohesive soil", ***Computers and Geotechnics***, 36(3): 503-516 (2009).

Kuschel, N., Rackwitz, R., "Two basic problems in reliability-based structural optimization", ***Mathematical Methods of Operations Research***, 46(3): 309-333 (1997).

Kuschel, N., Rackwitz, R., "Optimal design under time-variant reliability constraints", ***Structural Safety***, 22(2): 113-127 (2000).

Lambe, T.W., Whitman, R.V., "Soil mechanics", 10: ***John Wiley & Sons Inc***, (1969).

Larkin, T., "Reliability of shallow foundations subjected to multidirectional seismic loading", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 132: 685 (2006).

Lee, I.M., Lee, J.H., "Prediction of pile bearing capacity using artificial neural networks", ***Computers and Geotechnics***, 18(3): 189-200 (1996).

Lee, J.O., Yang, Y.S., Ruy, W.S., "A comparative study on reliability-index and target-performance-based probabilistic structural design optimization", ***Computers & structures***, 80(3-4): 257-269 (2002).

Leemis, L.M., "Probabilistic Models and Statistical Methods", ***Prentice Hall***, (1995).

Lewis, E.E., "Introduction to reliability engineering", ***John Wiley & Sons***, New York, (1994).

Li, H.Z., Low, B.K., "Reliability analysis of circular tunnel under hydrostatic stress field", ***Computers and Geotechnics***, 37(1-2): 50-58 (2010).

Liang, J., Mourelatos, Z.P., Nikolaidis, E., "A single-loop approach for system reliability-based design optimization", ***Journal of Mechanical Design***, 129: 1215 (2007).

Liang, J., Mourelatos, Z.P., Tu, J., "A single-loop method for reliability-based design optimization", ***ASME***, (2004).

Liao, S.S.., Whitman, R.V., "Overburden correction factors for SPT in sand= Facteurs de correction dus à la couverture pour les essais de pénétration standard dans du sable", ***Journal of geotechnical engineering***, 112(3): 373-377 (1986).

Low, B.K., Tang, W.H., "Reliability analysis using object-oriented constrained optimization", ***Structural safety***, 26(1): 69-89 (2004).

Low, B.K., "Practical probabilistic slope stability analysis", ***Proceedings of Soil and Rock America***, 2: 2777-2784 (2003).

Low, B.K., "Reliability-based design applied to retaining walls", ***Geotechnique***, 55(1): 63-75 (2005).

Low, B.K., "Reliability analysis of rock slopes involving correlated nonnormals", ***International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences***, 44(6): 922-935 (2007).

Low, B.K., "Efficient probabilistic algorithm illustrated for a rock slope", ***Rock mechanics and rock engineering***, 41(5): 715-734 (2008).

Low, B.K., "Slope reliability analysis: some insights and guidance for practitioners", ***The 17th Southeast Asian Geotechnical Conference***, Taipei, Taiwan, (2010).

Low, B.K., Lacasse, S., Nadim, F., "Slope reliability analysis accounting for spatial variation", ***Georisk: Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards***, 1(4): 177-189 (2007).

Low, B.K., Tang, W.H., "Efficient reliability evaluation using spreadsheet", ***Journal of Engineering Mechanics***, 123(7): 749-752 (1997).

Low, B.K., Tang, W.H., "Reliability analysis of reinforced embankments on soft ground", ***Canadian geotechnical journal***, 34(5): 672-685 (1997).

Low, B.K., Tang, W.H., "Automated Reliability Based Design of Footing Foundations", ***Proceedings, Seventh International Conference on Structural Safety and Reliability, ICOSSAR***, 97: 1837-1840 (1997).

Low, B.K., Tang, W.H., "Reliability of embankments on soft ground using constrained optimization", ***Proceedings of the Third International Conference on Soft Soil Engineering***, ***A.A. Balkema Publishers***, Hong Kong, 1-6 (2001).

Low, B.K., Teh, C.I., "Probabilistic analysis of pile deflection under lateral loads", ***International Conference on Applications of Statistics and Probability (ICASP8)***, 407: ***Rottema: AA Balkema***, (1999).

Low, B.K., Zhang, J., Tang, W.H., "Efficient system reliability analysis illustrated for a retaining wall and a soil slope", ***Computers and Geotechnics***, (2010).

Lumb, P., "The variability of natural soils", ***Canadian Geotechnical Journal***, 3(2): 74-97 (1966).

Madsen, H.O., Hansen, P.F., "A comparison of some algorithms for reliability based structural optimization and sensitivity analysis", ***Reliability and Optimization of Structural Systems***, 443-451 (1991).

Madsen, H.O., Krenk, S., Lind, N.C., "Methods of structural safety", ***Englewood Cliffs, NJ***, (1986).

Mansur, C.I., Kaufman, R.I., "Pile tests, low-sill structure, Old River, Louisiana", 82: ***American Society of Civil Engineers***, Old River, Louisiana, 1-33 (1956).

Marcuson, W.F., Bieganousky, W.A., "SPT and relative density in coarse sands", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 103(11): 1295-1309 (1977).

Massih, D.S.Y.., Soubra, A.H., Low, B.K., "Reliability-based analysis and design of strip footings against bearing capacity failure", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 134: 917 (2008).

Mattes, N.S., Poulos, H.G., "Settlement of single compressible pile", 95: ***American Society of Civil Engineers***, 187-207 (1969).

Mayne, P.W., Kulhawy, F.H., "K0-OCR Relationships in Soil", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 108(6): 851-872 (1982).

Mayne, P.W., Poulos, H.G., "Approximate displacement influence factors for elastic shallow foundations", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 125: 453 (1999).

Mayne, P.W., Frost, D.D., "Dilatometer Experience in Washington, DC, and Vicinity", ***1169***, ***Transportation Research Board***, ***Washington***, 16-23 (1989).

McCammon, N.R., Golder, H.Q., "Some loading tests on long pipe piles", ***Geotechnique***, 20(2): 171-184 (1970).

Melchers, R.E., "Structural reliability analysis and prediction", ***John Wiley & Sons***, New York, 400 (1987).

Meyerhof, G.G., "Some recent research on the bearing capacity of foundations", ***Canadian Geotechnical Journal***, 1(1): 16-26 (1963).

Meyerhof, G.G., "Bearing capacity and settlement of pile foundations", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 102(3): 195-228 (1976).

Meyerhof, G.G., "Evolution of Safety Factors and Geotechnical Limit State Design", ***Canadian Geotechnical Journal***, 32(1): 128-136 (1994).

Meyerhof, G.G., "The ultimate bearing capacity of foundations", ***Geotechnique***, 2(4): 301-331 (1951).

Meyerhof, G.G., "The bearing capacity of foundations under eccentric and inclined loads", ***Proc. 3rd Int. Conf. Soil Mech. Zurich***, 1: 440-45 (1953).

Meyerhof, G.G., "Influence of roughness of base and ground-water conditions on the ultimate bearing capacity of foundations", ***Geotechnique***, 5(3): 227-242 (1955).

Meyerhof, G.G., "Penetration tests and bearing capacity of cohesionless soils", ***Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE***, 82(1): 1-19 (1956).

Meyerhof, G.G., "Shallow foundations", ***J. Soil Mech. & Found. Div***, 91(SM2): 21-31 (1965).

Milovic, D., Stevanovic, S., "Some soil parameters determined by cone penetration tests", ***2nd European Symposium on Penetration Testing***, 2: Amsterdam, 709-714 (1982).

Milovic, D., Baci, S., "The ultimate bearing capacity of piles determined by load tests", ***Proceeding of Sixth European Conference***, ***SMFE***, 519-522 (1976).

Mitchell, M., "An introduction to genetic algorithms", ***The MIT press***, (1998).

Moorhouse, D.C., "Shallow foundations", ***Performance of Earth and Earth-Supported Structures***, ***ASCE***, 71-109 (1972).

Mori, Y., Kato, T., "Probabilistic models of combinations of stochastic loads for limit state design", ***Structural Safety***, 25(1): 69-97 (2003).

Mortensen, D., "Safety requirements for foundation structures determined by economical considerations", ***Int. Symposium on Limit State Design in Geotechnical Engg.***, 3: 683-686 (1993).

Moses, F., Larrabee, R., "Calibration of the draft RP2A-LRFD for fixed platforms", ***Offshore Technology Conference***, (1988).

Most, T., Knabe, T., "Reliability analysis of the bearing failure problem considering uncertain stochastic parameters", ***Computers and Geotechnics***, 37(3): 299-310 (2010).

Mozer, J.D., "Guidelines for Electrical Transmission Line Structural Loading", ***Manual & Report on Engineering Practice 74***, ***ASCE***, ***New York***, 139 (1991).

Murthy, V.N.S., "Geotechnical engineering: principles and practices of soil mechanics and foundation engineering", 10: ***CRC***, New York, (2002).

NAVFAC, U.S., "Design manual-Soil mechanics, foundations, and earth structures", ***DM-7.02***, ***Department of the Navy***, ***Washington, DC***, (1986).

Negrao, J.H.O., Simoes, L.M.C., "Reliability-based optimum design of cable-stayed bridges", ***Structural and Multidisciplinary Optimization***, 28(2): 214-220 (2004).

Nikolaidis, E., Burdisso, R., "Reliability based optimization: a safety index approach", ***Computers & structures***, 28(6): 781-788 (1988).

Nordlund, R.L., "Bearing capacity of piles in cohesionless soils", ***Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division***, 89: 1-34 (1963).

Nordlund, R.L., "Point Bearing and Shaft Friction of Piles in Sand", ***5th Annual Fundamentals of Deep Foundation Design, University of Missouri-Rolla***, (1979).

Nowak, A.S., "Load model for bridge design code", ***Canadian Journal of Civil Engineering***, 21(1): 36-49 (1994).

Nowak, A.S., Collins, K.R., "Reliability of structures", ***McGraw-Hill***, (2000).

Nowak, A.S., Lind, N.C., "Practical bridge code calibration", ***Journal of the Structural Division***, 105(12): 2497-2510 (1979).

O'Neill, M.W., Reese, L.C., "Behavior of axially loaded drilled shafts in Beaumont clay", (1970).

O'Rourke, M.J., Redfield, R., Bradsky, P.V., "Uniform snow loads on structures", ***Journal of the Structural Division***, 108(12): 2781-2798 (1982).

O'Rourke, M.J., Stiefel, U., "Roof snow loads for structural design", ***Journal of Structural Engineering***, 109(7): 1527-1537 (1983).

Orchant, C.J., Kulhawy, F.H., Trautmann, C.H., "Reliability-based foundation design for transmission line structures: Critical evaluation of in-situ test methods", ***Report EL-5507***, (1988).

Ovesen, N.K., "General report/discussion session 30: Codes and standards", ***Proc. 12th Intl. Conf. Soil Mech. Fdn. Engrg***, 4: 2751-2764 (1989).

Owens, M.J., Reese, L.C., "The Influence of a Steel Casing on the Axial Capacity of a Drilled Shaft", ***Center for Transportation Research, Bureau of Engineering Research, University of Texas at Austin***, (1982).

Padmini, D., Ilamparuthi, K., Sudheer, K.P., "Ultimate bearing capacity prediction of shallow foundations on cohesionless soils using neurofuzzy models", ***Computers and Geotechnics***, 35(1): 33-46 (2007).

Paikowsky, S.G., "Load and resistance factor design (LRFD) for deep foundations", ***Transportation Research Board***, (2004).

Paikowsky, S.G., Lu, Y., "Establishing serviceability limit state in the design of bridge foundations", ***ASCE***, (2006).

Papadrakakis, M., Lagaros, N.D., Plevris, V., "Design optimization of steel structures considering uncertainties", ***Engineering structures***, 27(9): 1408-1418 (2005).

Peck, R.B., Hanson, W.E., Thornburn, T.H., "Foundation engineering", ***Wiley***, (1974).

Peck, R.B., Bazaraa, A.R.S., "Discussion of settlement of spread footings on sand", ***Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division***, 95(SM3): 305-309 (1969).

Pecker, A., "Seismic bearing capacity of shallow foundations", ***State-of-the-art: 11th World Conference on Earthquake Engineering, Acapulco, Mexico***, (1996).

Pedregal, P., "Introduction to optimization", ***Springer Verlag***, (2004).

Peir, J.C., Cornell, C.A., "Spatial and temporal variability of live loads", ***Journal of the Structural Division***, 99(5): 903-922 (1973).

Phoon, K.K., Kulhawy, F.H., "Characterization of geotechnical variability", ***Canadian Geotechnical Journal***, 36(4): 612-624 (1999).

Phoon, K.K., Kulhawy, F.H., "Evaluation of geotechnical property variability", ***Canadian Geotechnical Journal***, 36(4): 625-639 (1999).

Phoon, K.K., Kulhawy, F.H., Grigoriu, M.D., "Reliability-based design of foundations for transmission line structures", ***Report TR-105000***, ***Electric Power Research Institute***, ***Palo Alto, CA.***, 380 (1995).

Phoon, K.K., "Towards reliability-based design for geotechnical engineering", ***Special lecture for Korean Geotechnical Society, Seoul, Korea***, 1-23 (2004).

Potyondy, J.G., "Skin friction between various soils and construction materials", ***Geotechnique***, 11(4): 339-353 (1961).

Poulos, H.G., "Marine geotechnics", ***Unwin Hyman***, London, 448 (1988).

Poulos, H.G., Davis, E.H., "Elastic solutions for soil and rock mechanics", ***Wiley New York***, (1974).

Poulos, H.G., Davis, E.H., "Pile foundation analysis and design", ***New York***, (1980).

Prakoso, W.A., "Reliability-based Design of Foundations on Rock Masses for Transmission Line and Similar Structures", Doktora Tezi, ***Cornell University***, (2002).

Pugsley, A., "Report on structural safety", ***Structural Engineer***, 33(5): 141-149 (1955).

Qu, X., Haftka, R.T., "Reliability-based design optimization using probabilistic sufficiency factor", ***Structural and Multidisciplinary Optimization***, 27(5): 314-325 (2004).

Rackwitz, R., Flessler, B., "Structural reliability under combined random load sequences", ***Computers & Structures***, 9(5): 489-494 (1978).

Randolph, M.F., Wroth, C.P., "Analysis of deformation of vertically loaded piles", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 104(ASCE 14262): (1978).

Rausch, F., Moses, F., Goble, G.G., "Soil resistance predictions from pile dynamics", ***Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division***, 98(9): 917-937 (1972).

Reddy, M.V., Grandhi, R.V., Hopkins, D.A., "Reliability based structural optimization: a simplified safety index approach", ***Computers & structures***, 53(6): 1407-1418 (1994).

Reese, L.C., Isenhower, W.M., Wang, S.T., (Firm), K., "Analysis and design of shallow and deep foundations", ***Wiley Online Library***, (2006).

Rieke, R.D., Crowser, J.C., "Interpretation of pile load test considering residual stresses", ***Journal of geotechnical engineering***, 113: 320 (1987).

Robertson, P.K., Campanella, R.G., "Guidelines for geotechnical design using the cone penetrometer test and CPT with pore pressure measurement", ***Hogentogler***, (1989).

Robertson, P.K., Campanella, R.G., Wightman, A., "SPT-CPT correlations", ***Journal of Geotechnical Engineering***, 109(11): 1449-1459 (1983).

Rosenblatt, M., "Remarks on a multivariate transformation", ***The Annals of Mathematical Statistics***, 23(3): 470-472 (1952).

Royset, J.O., Kiureghian, A. Der, Polak, E., "Reliability-based optimal structural design by the decoupling approach", ***Reliability Engineering & System Safety***, 73(3): 213-221 (2001).

Rumelhart, D.E., Hintont, G.E., Williams, R.J., "Learning representations by back-propagating errors", ***Nature***, 323(6088): 533-536 (1986).

Samui, P., "Support vector machine applied to settlement of shallow foundations on cohesionless soils", ***Computers and Geotechnics***, 35(3): 419-427 (2008).

Sarma, S.K., Iossifelis, I.S., "Seismic bearing capacity factors of shallow strip footings", ***Geotechnique***, 40(2): 265-273 (1990).

Schmertmann, J.H., "Static cone to compute static settlement over sand", ***ASCE Journal of Soil Mechanics & Foundations Div.***, (1970).

Schmertmann, J.H., "Guidelines for cone penetration test: performance and design", ***Report FHWA-TS-78-209***, ***US Dept. of Transportation, Federal Highway Administration, Offices of Research and Development, Implementation Division***, ***Washington DC***, (1978).

Schmertmann, J.H., "Measure and use of the insitu lateral stress", ***The Practice of Foundation Engineering***, 189-213 (1985).

Schmertmann, J.H., Brown, P.R., Hartman, J.P., "Improved strain influence factor diagrams", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 104(8): 1131-1135 (1978).

Schultze, E., "Frequency Distribution and Correlation of Soil Properties", ***Proc. 1st Int. Conf. On Appl. of Statistics And Probability to Soil and Structural Engineering***, Hong Kong, 371-387 (1971).

Schultze, E., Menzenbach, E., "Standard penetration test and compressibility of soils", ***Proceedings, Fifth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering***, 1: Paris, 527-532 (1961).

Schultze, E.S., Sherif, G., "Prediction of settlements from evaluated observation for sand", ***Proc. of the 8th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering***, 1-3 (1973).

Scott, B., Kim, B.J., Salgado, R., "Assessment of current load factors for use in geotechnical load and resistance factor design", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 129(4): 287-295 (2003).

Seed, H.B., Tokimatsu, K., Harder, L.F., Chung, R.M., "The influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluations", ***Journal of Geotechnical Engineering***, 111(12): 1425-1445 (1985).

Semple, R.M., Rigden, W.J., "Shaft capacity of driven pipe piles in clay", ***Analysis and Design of Pile Foundations***, ***ASCE***, 59-79 (1986).

Shahin, M.A., Jaksa, M.B., Maier, H.R., "Artificial neural network-based settlement prediction formula for shallow foundations on granular soils", ***Australian Geomechanics***, 37(4): 45-52 (2002).

Shahin, M.A., Maier, H.R., Jaksa, M.B., "Predicting settlement of shallow foundations using neural networks", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 128: 785 (2002).

Shan, S., Wang, G.G., "Reliable design space and complete single-loop reliability-based design optimization", ***Reliability Engineering & System Safety***, 93(8): 1218-1230 (2008).

Shultze, E., Sherif, G., "Prediction of settlements from evaluated settlement observations for sand", ***Proc., 8th Int. Conf. On Soil Mech. & Found. Engrg.***, 1(3): 225-230 (1973).

Simiu, E., Filliben, J.J., Changery, M., "Extreme wind speeds at 129 airport stations", ***Journal of the Structural Division***, 106(4): 809-817 (1980).

Sivakugan, N., Eckersley, J., Li, H., "Settlement predictions using neural networks", ***Australian civil engineering transactions***, 40: 49 (1998).

Skempton, A.W., "The bearing capacity of clays", ***Proc. Building Research Congress***, London, 180-189 (1951).

Skempton, A.W., "Standard penetration test procedures and the effects in sands of overburden pressure, relative density, particle size, ageing and overconsolidation", ***Geotechnique***, 36(3): (1986).

Smith, M., "Neural networks for statistical modeling", ***Thomson Learning***, (1993).

Snyman, J.A., "Practical mathematical optimization: an introduction to basic optimization theory and classical and new gradient-based algorithms", 97: ***Springer Verlag***, (2005).

Soong, T., Grigoriu, M., "Random Vibration of Mechanical and Structure Engineering", ***Prentice Hall, New Jersey***, (1992).

Soong, T.T., "Fundamentals of probability and statistics for engineers", ***Wiley-Interscience***, (2004).

Sørensen, J.D., Stang, B.D., Svensson, S., "Calibration of load duration factor", ***COST Action E24 Reliability based design of timber structures***, Corno, Italy, 1-24 (2002).

Soubra, A.H., "Upper-bound solutions for bearing capacity of foundations", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 125: 59 (1999).

Spry, M.J., Kulhawy, F.H., Grigoriu, M.D., "Reliability-based foundation design for transmission line structures: Geotechnical site characterization strategy", ***Report EL-5507 (1)***, (1988).

Stas, C.V., Kulhawy, F.H., "Critical evaluation of design methods for foundations under axial uplift and compression loading", ***Report EL 3771***, ***Electric Power Research Institute***, (1984).

Stone, M., "Cross-validatory choice and assessment of statistical predictions", ***Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)***, 36(2): 111-147 (1974).

Tabsh, S.W., "Safety of reinforced concrete members designed following ACI 318 building code", ***Engineering structures***, 19(10): 843-850 (1997).

Tandjiria, V., Teh, C.I., Low, B.K., "Reliability analysis of laterally loaded piles using response surface methods", ***Structural safety***, 22(4): 335-355 (2000).

Tavenas, F.., "Load test results on friction piles In sand", ***Canadian Geotechnlcal Journal***, 8: 7-22 (1971).

Teh, C.I., Wong, K.S., Goh, A.T.C., Jaritngam, S., "Prediction of pile capacity using neural networks", ***Journal of Computing in Civil Engineering***, 11: 129 (1997).

Tekin, E., Akbas, S.O., "Yapay Sinir Ağları Kullanarak Kohezyonsuz Zeminler Üzerindeki Yüzeysel Temellerin Oturma Tahmini", ***3. Geoteknik Sempozyumu***, Adana, (2009).

Terzaghi, K., "Theoretical soil mechanics", ***John Wiley***, New York, (1943).

Terzaghi, K., Peck, R.B., "Soil mechanics in engineering practice", ***John Wiley & Sons***, New York, 729 (1967).

Terzaghi, K., Peck, R.B., Mesri, G., "Soil mechanics in engineering practice", ***Wiley-Interscience***, New York, 549 (1996).

Thampan, C.K.P.., Krishnamoorthy, C.S., "System reliability-based configuration optimization of trusses", ***Journal of structural Engineering***, 127: 947 (2001).

Thoft-Christensen, P., Baker, M.J., "Structural reliability theory and its applications", ***Springer-Verlag***, Berlin, (1982).

Thorburn, S., MacVicar, R.S.L., "Pile load tests to failure in the Clyde alluvium", ***Proc. conf. on behaviour of piles***, London, 1-7 (1970).

Toh, J.C.W., Pender, M.J., McCully, R., "Implications of soil variability for performance based shallow foundation design", ***Proc. 9th Pacific Conference on Earthquake Engineering, Auckland, April***, 14-16 (2011).

Tokimatsu, K., "Penetration tests for dynamic problems", ***Proceedings of 1st International Symposium on Penetration Testing***, Orlando, 117-136 (1988).

Torng, T.Y., Yang, R.J., "An advanced reliability based optimization method for robust structural system design", ***AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC 34th Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference***, 1: 1198-1206 (1993).

Trautmann, C.H., Kulhawy, F.H., "CUFAD-A Computer Program for Compression and Uplift Foundation Analysis and Design", ***Report EPRI EL-4540***, (1987).

TS 498, "Yapı Elemanlarının Boyutlandırılmasında Alınacak Yüklerin Hesap Değerleri", ***Türk Standartları Enstitüsü***, (1997).

TS 500, "Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları", ***Türk Standartları Enstitü***, Ankara, (2000).

Tsompanakis, Y., Lagaros, N.D., Papadrakakis, M., "Structural design optimization considering uncertainties", ***Routledge***, (2008).

Tu, J., Choi, K.K., Park, Y.H., "A new study on reliability-based design optimization", ***Journal of Mechanical Design***, 121: 557 (1999).

Turkstra, C.J., Madsen, H.O., "Load combinations in codified structural design", ***Journal of the Structural Division***, 106(12): 2527-2543 (1980).

Turkstra, C.J., "Theory of structural safety", Technical report, ***SMStudy No. 2***, ***University of Waterloo***, ***Waterloo, Ontario, Canada***, (1970).

UFC, "Deep Foundations", ***UFC 3-220-01A***, ***Department of Defence***, ***U.S.A.***, (2004).

USACE, "Risk based analysis in geotechnical engineering for support of planning studies", ***ETL 1110-2-556***, ***U.S. Army Corps of Engineers***, (1999).

Vanmarcke, E., "Random fields: analysis and synthesis", ***Cambridge, MA, MIT Press, 1983, 394 p.***, 1: (1983).

Vanmarcke, E.H., "Probabilistic modeling of soil profiles", ***Journal of the Geotechnical Engineering Division***, 103(11): 1227-1246 (1977).

Versteeg, M.F., "External safety policy in the Netherlands: an approach to risk management", ***Journal of hazardous materials***, 17(2): 215-222 (1988).

Vesic, A.S., "Bearing capacity of shallow foundations", ***Foundation engineering handbook***, 2: 121-147 (1975).

Vesic, A.S., "Design of pile foundations", ***Synthesis of Highway Practice #42***, ***Transportation Research Board, National Research Council***, ***Washington***, (1977).

Vesic, A.S., "Analysis of ultimate loads of shallow foundations", ***Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division***, 99(1): 45-73 (1973).

Vesic, A.S., "Principles of pile foundation design", ***School of Engineering, Duke University***, Durham, (1975).

Wan, W.C., Engleng, P., Hacker, E.A., "High capacity piles foundations for China Steel Coporation integrated steel mill", ***Proceeding of Symposium On Deep Foundations***, ***ASCE***, Reston, VA, 495-519 (1979).

Wang, Y., "Reliability-Based Economic Design Optimization of Spread Foundations", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 135: 954 (2009).

Wang, Y., Kulhawy, F.H., "Economic design optimization of foundations", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 134: 1097 (2008).

Webb, D.L., "Settlement of structures on deep alluvial sandy sediments in Durban, South Africa", ***In-Situ Behaviour of Soils and Rocks***, ***British Geotechnical Society***, London, 181-188 (1970).

Weele, A.F. Van, "A method of separating the bearing capacity of a test pile into skin friction and point resistance", ***Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering***, 2: 76-80 (1957).

Weiji, L., Li, Y., "An effective optimization procedure based on structural reliability", ***Computers & structures***, 52(5): 1061-1067 (1994).

Wellington, A., "Discussion of 'The Iron Wharf at Fort Monroe, Va. By J. B. Cuncklee", ***Transactions, ASCE***, 27: 129-137 (1982).

Wen, Y.K., "Structural load modeling and combination for performance and safety evaluation", ***Elsevier Science Ltd.***, Amsterdam, (1990).

Wickremesinghe, D., Campanella, R.G., "Scale of fluctuation as a descriptor of soil variability", ***Proceedings of Conference on Probabilistic Methods in Geotech. Engrg***, 233-239 (1993).

Withiam, J.L., Kulhawy, F.H., "Analysis Procedure for Drilled Shaft Uplift Capacity", ***Drilled Piers and Caissons***, ***ASCE***, 82-97 (1981).

Wu, Y.T., Wang, W., "Efficient probabilistic design by converting reliability constraints to approximately equivalent deterministic constraints", ***Journal of Integrated Design and Process Sciences***, 2(4): 13-21 (1998).

Yang, R.J., Gu, L., "Experience with approximate reliability-based optimization methods", ***Structural and Multidisciplinary Optimization***, 26(1): 152-159 (2004).

Yang, W., Cao, W., Chung, T.S., Morris, J., "Applied numerical methods using MATLAB", ***Wiley Online Library***, (2005).

Yi, P., Cheng, G., Jiang, L., "A sequential approximate programming strategy for performance-measure-based probabilistic structural design optimization", ***Structural Safety***, 30(2): 91-109 (2008).

Yin, Y.J., Li,, Y., Bulleit, W.M., "Snow and Earthquake Load Combination Considering Snow Accumulation", ***The 14th World Conference on Earthquake Engineering***, Beijing, China, (2008).

Yoshida, I., Sato, T., "A Fragility Analysis by Low Discrepancy Sequence", ***Journal of Structural Engineering***, 51(1): 351-356 (2005).

Youn, B.D., Choi, K.K., "An investigation of nonlinearity of reliability-based design optimization approaches", ***Transactions-Amerıcan Society Of Mechanical Engineers Journal Of Mechanical Design***, 126: 403-411 (2004).

Youn, B.D., Choi, K.K., Du, L., "Enriched performance measure approach for reliability-based design optimization", ***AIAA journal***, 43(4): 874-884 (2005).

Yu Wang, M., Kulhawy, F.H., "Economic design optimization of foundations", ***Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering***, 134(8): 1097-1115 (2008).

Zekkos, D.P., Bray, J.D., Kiureghian, A. Der, "Reliability of shallow foundation design using the standard penetration test", ***Proceedings ISC-2 on Geotechnical and Geophysical Site Characterization***, 2: Porto, Portugal, 1575-1582 (2004).

Zhang, L., "Reliability verification using proof pile load tests", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 130(11): 1203-1213 (2004).

Zhang, L., Tang, W.H., Ng, C.W.., "Reliability of axially loaded driven pile groups", ***Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering***, 127(12): 1051-1060 (2001).

Zou, T., Mahadevan, S., "A direct decoupling approach for efficient reliability-based design optimization", ***Structural and Multidisciplinary Optimization***, 31(3): 190-200 (2006).

# EKLER

# EK-1. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.1. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0 - 0.25 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.49 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.39 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.26 | 0.03 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.14 | 0.04 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.05 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.25 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.22 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.17 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.10 | 0.05 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.05 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.12 | 0.02 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.11 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.09 | 0.04 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.06 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.07 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.10 | 0.06 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.09 | 0.09 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.11 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.04 | 0.12 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.13 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.45 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.37 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.26 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.16 | 0.03 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.08 | 0.05 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.20 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.19 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.15 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.10 | 0.04 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.05 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.13 | 0.05 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0 - 0.25 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.12 | 0.06 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.10 | 0.07 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.08 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.11 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.11 | 0.11 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.10 | 0.13 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.08 | 0.13 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.13 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.14 |
| | | | | |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.41 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.35 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.26 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.17 | 0.03 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.24 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.20 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.15 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.10 | 0.07 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.08 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.11 | 0.03 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.11 | 0.03 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.11 | 0.13 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.14 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.15 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.06 | 0.06 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.06 | 0.08 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.08 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.14 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.15 |
| | | | | |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.41 | 0.03 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0 - 0.25 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.33 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.24 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.17 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.04 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.15 | 0.07 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.15 | 0.07 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.12 | 0.08 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.10 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.11 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.06 | 0.07 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.06 | 0.09 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.07 | 0.11 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.13 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.14 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.04 | 0.08 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.04 | 0.08 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.04 | 0.08 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.04 | 0.15 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.18 |
| | | | | |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.23 | 0.04 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.22 | 0.04 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.20 | 0.04 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.18 | 0.05 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.12 | 0.06 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.06 | 0.05 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.05 | 0.07 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.08 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.10 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.11 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.03 | 0.05 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.04 | 0.06 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0 - 0.25 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.03 | 0.12 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.14 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.15 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.03 | 0.06 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.03 | 0.08 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.02 | 0.09 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.02 | 0.16 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.02 | 0.18 |

Not: $\beta_{hedef} = 2.3$

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.2. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.52 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.44 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.34 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.21 | 0.03 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.04 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.28 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.26 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.21 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.15 | 0.03 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.04 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.14 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.13 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.12 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.05 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.11 | 0.05 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.10 | 0.06 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.09 | 0.08 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.09 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.10 |
| | | | | |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.48 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.42 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.33 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.22 | 0.03 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.12 | 0.03 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.23 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.22 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.19 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.14 | 0.03 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.04 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.15 | 0.06 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.15 | 0.06 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.2. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.13 | 0.07 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.07 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.11 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.12 | 0.09 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.12 | 0.10 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.10 | 0.10 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.08 | 0.11 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.14 |
| | | | | |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.44 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.39 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.32 | 0.03 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.23 | 0.03 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.14 | 0.03 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.26 | 0.04 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.23 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.19 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.14 | 0.07 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.09 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.14 | 0.03 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.13 | 0.04 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.13 | 0.06 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.12 | 0.07 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.08 | 0.14 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.06 | 0.07 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.07 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.09 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.13 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.18 |
| | | | | |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.44 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.37 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.30 | 0.04 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.2. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.22 | 0.06 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.15 | 0.07 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.17 | 0.05 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.17 | 0.06 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.15 | 0.07 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.12 | 0.08 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.09 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.07 | 0.06 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.06 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.07 | 0.08 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.07 | 0.09 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.18 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.04 | 0.07 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.04 | 0.08 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.04 | 0.08 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.04 | 0.10 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.13 |
| | | | | |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.24 | 0.03 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.21 | 0.03 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.21 | 0.05 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.23 | 0.07 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.19 | 0.11 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.06 | 0.05 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.06 | 0.07 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.09 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.11 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.12 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.04 | 0.07 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.04 | 0.07 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.03 | 0.10 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.14 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.15 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.2. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.25 - 0.50 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.03 | 0.06 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.03 | 0.08 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.03 | 0.10 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.18 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.02 | 0.19 |

Not: $\beta_{hedef} = 2.3$

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.3. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.53 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.46 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.36 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.23 | 0.03 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.11 | 0.03 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.30 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.27 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.23 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.16 | 0.03 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.04 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.15 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.14 | 0.04 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.12 | 0.04 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.05 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.05 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.12 | 0.04 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.11 | 0.06 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.09 | 0.08 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.07 | 0.11 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.13 |
| | | | | |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.49 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.43 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.34 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.24 | 0.03 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.14 | 0.03 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.24 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.23 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.20 | 0.02 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.16 | 0.03 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.03 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.16 | 0.06 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.16 | 0.06 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.3. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.13 | 0.07 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.10 | 0.07 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.08 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.13 | 0.05 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.12 | 0.06 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.10 | 0.09 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.11 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.15 |
| | | | | |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.45 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.41 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.33 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.25 | 0.03 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.16 | 0.03 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.27 | 0.03 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.25 | 0.03 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.20 | 0.03 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.15 | 0.03 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.04 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.14 | 0.04 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.14 | 0.05 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.13 | 0.06 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.13 | 0.07 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.12 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.07 | 0.07 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.07 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.07 | 0.08 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.07 | 0.11 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.15 |
| | | | | |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.45 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.39 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.31 | 0.04 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.3. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.23 | 0.04 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.16 | 0.05 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.17 | 0.04 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.17 | 0.05 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.15 | 0.06 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.13 | 0.07 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.08 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.07 | 0.06 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.07 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.07 | 0.09 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.07 | 0.10 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.13 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.05 | 0.11 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.05 | 0.12 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.05 | 0.13 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.04 | 0.20 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.22 |
| | | | | |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.24 | 0.05 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.21 | 0.06 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.23 | 0.06 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.22 | 0.06 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.17 | 0.09 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.06 | 0.06 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.06 | 0.07 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.08 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.09 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.05 | 0.12 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.04 | 0.08 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.04 | 0.10 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.03 | 0.13 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.17 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.19 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.3. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.50 - 0.75 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.03 | 0.08 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.03 | 0.11 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.03 | 0.15 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.18 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.21 |

Not: $\beta_{hedef} = 2.3$

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.4. Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.54 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.47 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.36 | 0.02 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.24 | 0.03 |
| 30 - 33 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.12 | 0.04 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.30 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.28 | 0.02 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.24 | 0.03 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.17 | 0.05 |
| 30 - 33 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.09 | 0.06 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.16 | 0.02 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.15 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.13 | 0.03 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.10 | 0.04 |
| 30 - 33 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.05 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.13 | 0.04 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.12 | 0.05 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.10 | 0.07 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.08 | 0.08 |
| 30 - 33 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.10 |
| | | | | |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.50 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.44 | 0.02 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.35 | 0.03 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.25 | 0.04 |
| 33 - 36 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.14 | 0.05 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.25 | 0.03 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.24 | 0.03 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.21 | 0.05 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.16 | 0.07 |
| 33 - 36 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.09 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.16 | 0.03 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.17 | 0.04 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.4. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.14 | 0.04 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.10 | 0.06 |
| 33 - 36 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.07 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.13 | 0.07 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.13 | 0.09 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.11 | 0.09 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.09 | 0.14 |
| 33 - 36 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.16 |
| | | | | |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.46 | 0.02 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.42 | 0.03 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.34 | 0.04 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.26 | 0.05 |
| 36 - 39 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.16 | 0.06 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.28 | 0.02 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.25 | 0.04 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.21 | 0.05 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.16 | 0.07 |
| 36 - 39 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.11 | 0.08 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.14 | 0.03 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.14 | 0.04 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.13 | 0.05 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.13 | 0.09 |
| 36 - 39 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.13 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.07 | 0.06 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.07 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.07 | 0.09 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.07 | 0.12 |
| 36 - 39 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.14 |
| | | | | |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.45 | 0.03 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.40 | 0.04 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.32 | 0.05 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.4. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.24 | 0.07 |
| 39 - 42 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.17 | 0.08 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.18 | 0.04 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.18 | 0.05 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.16 | 0.08 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.13 | 0.09 |
| 39 - 42 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.10 | 0.11 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.07 | 0.04 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.05 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.07 | 0.09 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.08 | 0.13 |
| 39 - 42 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.07 | 0.18 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.05 | 0.09 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.05 | 0.11 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.05 | 0.14 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.04 | 0.20 |
| 39 - 42 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.04 | 0.21 |
| | | | | |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.0 - 0.1 | 0.28 | 0.03 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.1 - 0.2 | 0.27 | 0.04 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.2 - 0.3 | 0.26 | 0.06 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.3 - 0.4 | 0.21 | 0.08 |
| 42 - 45 | 0 - 5 | 0.4 - 0.5 | 0.18 | 0.09 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.0 - 0.1 | 0.05 | 0.04 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.1 - 0.2 | 0.07 | 0.06 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.2 - 0.3 | 0.06 | 0.09 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.3 - 0.4 | 0.06 | 0.10 |
| 42 - 45 | 5 - 10 | 0.4 - 0.5 | 0.06 | 0.12 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.0 - 0.1 | 0.04 | 0.05 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.1 - 0.2 | 0.04 | 0.06 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.2 - 0.3 | 0.04 | 0.12 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.14 |
| 42 - 45 | 10 - 15 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.19 |

EK-1. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde dayanım katsayıları ve hedef güvenilirlik indeksinden sapma değerleri

Çizelge 1.4. (Devam) Kohezyonsuz zeminlerde drenajlı yükleme durumundaki sığ temellerin deprem yükleri etkisinde D / B = 0.75 - 1.00 için $F_{50} = \Psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$ kullanılarak elde edilen dayanım katsayıları

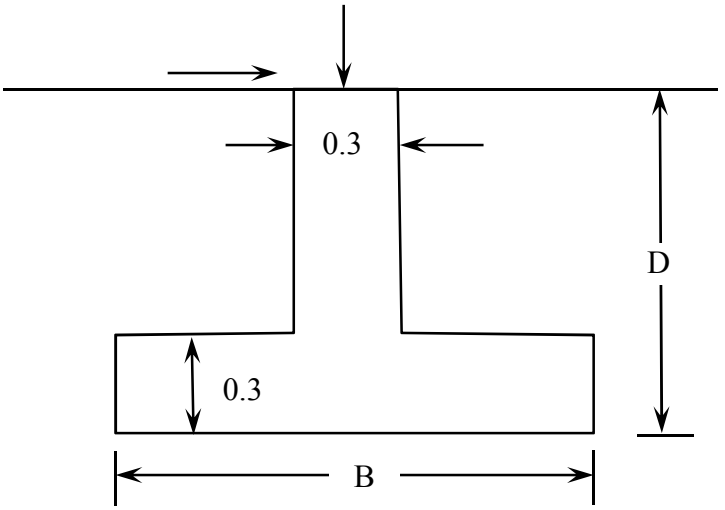
| $m_{\phi'}$ (°) | $COV_{\phi}$ (%) | $k_h$ | $\Psi_{CE}^{ULS}$ | $\Delta\beta$ |
|---|---|---|---|---|
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.0 - 0.1 | 0.03 | 0.09 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.1 - 0.2 | 0.03 | 0.11 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.2 - 0.3 | 0.03 | 0.16 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.3 - 0.4 | 0.03 | 0.21 |
| 42 - 45 | 15 - 20 | 0.4 - 0.5 | 0.03 | 0.23 |

Not: $\beta_{hedef} = 2.3$

EK-2. Deprem yükleri etkisinde kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda örnek güvenilirliğe dayalı tasarım hesaplaması

Kohezyonsuz zemindeki sığ temellerin deprem kuvvetleri etkisinde güvenilirliğe dayalı tasarımı altıncı bölümde geliştirilmiştir. Bu yaklaşıma göre örnek problemin ULS şartlarında çözümü aşağıda sunulmaktadır.

Şekil 2.1.'de geometrisi verilen sığ temel $m_{\phi'} = 36°$, $\gamma = 20$ kN/m$^3$, $k_h = 0.1$, $COV_\phi =$ %10, $F_{50} = 900$ kN parametreleriyle deprem kuvvetleri etkisinde yük ve dayanım katsayıları ile güvenilirliğe dayalı tasarımı yapılacaktır.




Şekil 2.1. Deprem kuvvetleri etkisindeki sığ temelin tasarım örneği

Temel derinliği (D) ve temel genişliği (B) 1.75 m olsun.
Bu durumda efektif temel ağırlığı (W) şöyle bulunur:
W = Temel ağırlığı + kazılan zemin ağırlığı
W = [(1.75x1.75x0.3) + (1.75-0.3)x0.3x0.3]x24 + [1.75x1.75x1.75)x(20-9.81)]
W = 25.2 + 54.6 = 79.8 kN

Sığ temelin taşıma gücünü deprem kuvvetlerinin etkisinde değerlendirilerek $k_h = 0.1$, $\phi' = 36°$ için sismik taşıma gücü katsayıları Çizelge 6.1 ve Çizelge 6.2'den $N_q = 30.34$, $N_\gamma = 40.17$ olarak bulunur.

EK-2. (Devam) Deprem yükleri etkisinde kohezyonsuz zeminlerdeki sığ temellerin drenajlı yükleme durumunda örnek güvenilirliğe dayalı tasarım hesaplaması

Sığ temelin taşıma gücü ($Q_{tcn}$):

$$Q_{tcn} = \left|qN_q\zeta_{qr}\zeta_{qs}\zeta_{qi}\zeta_{qt}\zeta_{qg}\zeta_{qd} + 0.5B\gamma N_\gamma\zeta_{\gamma r}\zeta_{\gamma s}\zeta_{\gamma i}\zeta_{\gamma t}\zeta_{\gamma g}\zeta_{\gamma d}\right| BL$$

eşitliğiyle ifade edilir.

$Q_{tcn}$ = [(10.19*1.75) (30.34) (1) (1.73) (0.854) (1) (1) (1.194) + (0.5)(1.75)(20-9.81)(40.17)(1)(0.6)(0.768)(1)(1)(1)](1.75)(1.75)
$Q_{tcn}$ = (1117.3)(3.06) = 3421.7 kN

Net taşıma gücü ise aşağıda tanımlanmıştır:
$Q_{tcn} = Q_{cn} - W$

$Q_{cn}$ = 3421.7 – 79.8 kN = 3341.9 kN

Yük ve dayanım katsayılarını uygulamak için D / B = 1.0 için Şekil 6.19'den faydalanarak $m_{\phi'}$ = 36°, $COV_\phi$ = %10, $k_h$ = 0.1, $COV_{kh}$ = %10, değerlerinde $\Psi_{CE}^{ULS}$ = 0.28 olarak belirlenir. Aşağıdaki eşitlik kullanılarak:

$$F_{50} = \psi_{CE}^{ULS} Q_{cn}$$

$\Psi_{CE}^{ULS}$ $Q_{cn}$ = (0.28)(3341.9) = 935.7 kN ≥ 900 kN

Olarak hesaplanır. Seçilen temel tasarım paremetreleri D = B = L = 1.75 m verilen örnek problem için hedef güvenilirlik indeksi olan 2.3'ü sağlayacak boyutlardadır.

EK-3. Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.1. 15.001/2B Poz numaralı birim fiyat detayları

| **Başlık** | **Açıklama** |
|---|---|
| Üst Başlık | Bina inşaatlarındaki makinalı kazılar. |
| Başlık | B-Makina ile yapılan geniş derin kazılar. |
| Tanım | Makine ile her derinlikte yumuşak ve sert toprağın kazılması (gevşek ve bitkisel toprak, gevşek silt, kum, kil, siltli kil, kumlu kil, gevşek kil, killi kum ve çakıl, kürekle atılabilen taşlı toprak ve benzeri zeminler) |
| Alt Tanım | Kazı şartnamesinde açıklanan yumuşak ve sert toprak sınıfı için uygulanır. Ayrıca derinlik zammı ödenmez. |
| Birimi | $m^3$ |
| Tarifi | Ekskavatör, skreyper, buldozer, trakskavatör, vesaire gibi makineler ile kazının yapılması, taşıtlara yüklenmesi, 25 metreye kadar taşınması, depo, imla veya sedde yerinde boşaltılması, serilmesi veya imalat, inşaat yapıldıktan sonra kazı yerinde kalan boşlukların doldurulması, kazılan yerin taban ve yan cidarlarının ve depo veya dolgunun kabaca düzeltilmesi için yapılan her türlü malzeme ve zayiatı, işçilik, araç ve gereç giderleri, müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, 1 $m^3$ kazı fiyatı. |
| Ölçü | Kazının hacmi kazı projesi üzerinden hesaplanır. |
| Not | Bu birim fiyata su zammı, iksa, 25 metre dışındaki taşıma, sulama ve sıkıştırma bedelleri dahil değildir. Ayrıca derinlik zammı bedeli ödenmez. |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.2. 15.001/2B Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| **Poz No** | **Açıklama** | **Miktar** | **Birim** |
|---|---|---|---|
| | İşçilik:<br>Kazı, yükleme, boşaltma, 25 metre mesafeye kadar taşıma, depo veya dolguya konulması için her nevi makina karşılığı | 0.027000 | Saat |
| 03.501 | Ekskavatör (100 HP)<br>Kazının serilmesi, kazı yeri depo veya dolgunun düzeltilmesi, boşlukların doldurulması karşılığı | | |
| 01.501 | Düz işçi | 0.250000 | Saat |
| | %25 Müteahhit Genel Giderleri ve Kârı | | |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.3. 21.017/1 Poz numaralı birim fiyat detayları

| **Başlık** | **Açıklama** |
|---|---|
| Üst Başlık | Kalıp ve iskeleler. |
| Başlık | - |
| Tanım | Plywood (film kaplı) ile yapılan düz yüzeyli çıplak beton ve betonarme kalıbı (hiç bir kaplama malzemesi ve boya yapılmayacak beton ve betonarme yüzeylerde) |
| Alt Tanım | - |
| Birimi | $m^3$ |
| Tarifi | Çıplak beton ve betonarme kalıbı yapım işleri için idarece gerekli görüldüğünde onaylanmış projelerine göre 21 mm kalınlığında plywood (film kaplı) suni tahtalarla betonun suyunu sızdırmayacak şekilde kalıp yüzeyi teşkili, betona gelecek yüzeyin yağlanması, dakikada 8000-12000 devirli vibratöre dayanacak şekilde takviye edilmesi, kalıbın sökülmesi, tekrar kullanılmak üzere kalıp yüzeyinin temizlenmesi, bu işler için lüzumlu her türlü malzemeve zayiatı ile işçilik, müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil 1 m² fiyatı. |
| Ölçü | Kalıp gören yüzler projesinden veya yerinde ölçülerek hesaplanır. Boşluk hacmi çıkarılmayan imalât deliklerinin çevre kalıpları ölçüye dâhil edilmez. Deliğin kalıp tarafındaki yüzünden delik boşluğu çıkarılmaz. |
| Not | 1) Düz yüzeyli kalıpların yüzlerinde betona zarar vermeyecek ve kalıbın kolaylıklaçıkarılmasına mani olmayacak girinti, çıkıntı profil ve benzeri ilavelerle, desen teşkil etmek istenildiği takdirde bunun için kullanılacak ve kalıba tespiti yapılacak malzeme ve işçilik toplam tutarı projesine göre fiyat tutanağı tanzimi suretiyle ayrıca ödenir.<br>2) Kalıptan çıkan malzeme müteahhide aittir.<br>3) Kalıp iskelesi ayrı olarak ödenir.<br>4) İdarenin yazılı izni ile uygulanır. |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.4. 21.017/1 Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| **Poz No** | **Açıklama** | **Miktar** | **Birim** |
|---|---|---|---|
| | Malzeme: | | |
| 04.168/b3 | Plywood kalıp malzemesi (Film kaplı 21 mm)<br>(Zaiyatıyla, 1.20/30=0.04 $m^2$) | 0.040000 | $m^2$ |
| 04.168/b3 | Plywood kalıp malzemesi (Film kaplı 21 mm)<br>(Bağlantı malzemeleri vb. karşılığı kalıbın %10'u) | 0.004000 | $m^2$ |
| 04.116/1 | Yağ bazlı kalıp ayırıcı | 0.100000 | Kg |
| 04.168/c | I kesitli ahşap kiriş<br>(Alt ve üst başlıklar min. 40x80 mm fırınlanmış ladin, köknar vb. kereste gövde suya dayanıklı sunta veya kontraplak min. 30 mm.kalınlıkta)<br>(1,10 / 10 = 0.11 m) | 0.110000 | m |
| 04.272 | Çatal çivi | 0.100000 | Kg |
| 04.270 | Çivi | 0.200000 | Kg |
| | İşçilik: | | |
| 01.009 | Marangoz ustası | 1.500000 | Saat |
| 01.501 | Düz işçi | 1.500000 | Saat |
| | Kaldırma tertibatı (vinç) v.b. bedeli olarak | | |
| 01.501 | Düz işçi | 0.500000 | Saat |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.5. 21.024 Poz numaralı birim fiyat detayları

| **Başlık** | **Açıklama** |
|---|---|
| Üst Başlık | Kalıp ve iskeleler. |
| Başlık | |
| Tanım | Eğri yüzeyli çıplak beton, betonarme kalıbı (hiç bir kaplama malzemesi ve boya yapılmayacak beton ve betonarme yüzeylerde) |
| Alt Tanım | |
| Birimi | $m^2$ |
| Tarifi | Eğri yüzeyli çıplak betonarme kalıp yapım işleri îdarece gerekli görüldüğünde onaylanmış projelerine göre kalıp yüzeyini teşkil edecek kalınlığı en az 30 mm olan tahtaların aralarına plâstik madde konularak ka-lıp içine dökülecek betonun suyunu sızdırmayacak şekilde birleştirilmesi, suretiyle kalıp yüzeyinin teşkili, kalıp yüzeyinin yağlanması, dakikada 8000-12000 devirli vibratöre dayanacak şekilde takviye edilmesi, kalı-bın sökülmesi, tekrar kullanılmak üzere kalıp yüzeyinin temizlenmesi, bu işler için lüzumlu her türlü, kereste, çivi, bağlantı malzemesi, plâstik (veya kauçuk) madde ve zayiatı ile işçilik, müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, 1 m² fiyatı. |
| Ölçü | Kalıp gören yüzler projesinden veya yerinde ölçülerek hesaplanır. Boşluk hacmi çıkarılmayan imalât deliklerinin çevre kalıpları ölçüye dâhil edilmez.Deliğin kalıp tarafındaki yüzünden delik boşluğu çıkarılmaz. |
| Not | 1)Eğri yüzeyli kalıpların yüzeylerine desen, profil, madeni gereç ve benzeri ilâve yapılması istenirse ilâve malzeme işçilik toplam tutarı projesine göre fiyat tutanağı tanzim ve tasdiki suretiyle ödenir.<br>2) Kalıptan çıkan malzeme müteahhide aittir. |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.6. 21.024 Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| **Poz No** | **Açıklama** | **Miktar** | **Birim** |
|---|---|---|---|
| | Malzeme: | | |
| | Tahta 0.040/2 = 0.020 | | |
| | Kadron 0.072/4 = 0.018 , Toplam: 0.038 | | |
| 04.151 | Çam kerestesi (I.sınıf) | 0.038000 | m3 |
| 04.110/1 | Yanmış yağ | 0.100000 | Kg |
| | (Bağlantı malzemesi (Blon, boru, plastik madde ve rondela) karşılığı kereste tutarının %10'u) | | |
| | İşçilik: | | |
| | Yapılması, sökülmesi, temizlenmesi | | |
| 01.009 | Marangoz ustası | 3.500000 | Saat |
| 01.501 | Düz işçi | 1.500000 | Saat |
| | (İnşaat yerindeki yükleme, yatay ve düşey taşıma, boşaltma) | | |
| | %25 Müteahhit Genel Giderleri ve Kârı | | |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.7. 23.015 Poz numaralı birim fiyat detayları

| **Başlık** | **Açıklama** |
|---|---|
| Üst Başlık | Beton çelik çubuklarının işlenmesi-manşonla eklenmesi |
| Başlık | - |
| Tanım | Ø 14- Ø 28 mm nervürlü lik beton çelik çubuğunun bükülmesi, yerine konulması. |
| Alt Tanım | - |
| Birimi | ton |
| Tarifi | Nervürlü beton çelik çubuğunun detay projesine göre kesilip bükülerek hazırlanması yerine konması, bağlanması için demir, bağlama teli ve gerekli her türlü malzeme ve zayiatı, inşaat yerindeki yükleme, yatay ve düşey taşıma, boşaltma, işçilik, müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, 1 ton fiyatı. |
| Ölçü | 1) Betonarme detay resimlerine göre kroşeler ile birlikte demirin boyu ölçülür.<br>2) Çelik çubukların ağırlıkları aşağıdaki cetvelden alınır.<br>3) Projede gösterilmeyen çelik çubuklar ve ekler hesaba katılmaz.<br>4) Cetveldeki (m) ağırlıkları hesaba esastır. Bağlama teli, çelik çubuk sıraları arasında kullanılacak çelikler ve zayiat analizde dikkate alındığından, ayrıca ödeme yapılmaz. |

| Çap | Birim Ağırlık | Çap | Birim Ağırlık |
|---|---|---|---|
| 14 | 1.208 | 22 | 2.984 |
| 16 | 1.578 | 24 | 3.551 |
| 18 | 1.998 | 26 | 4.168 |
| 20 | 2.466 | 28 | 4.834 |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.8. 23.015 Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| **Poz No** | **Açıklama** | **Miktar** | **Birim** |
|---|---|---|---|
| | Malzeme: | | |
| 04.254 | Beton çelik çubuğu | 1100.000000 | Kg |
| | (Bağlama teli ve diğer zayiat dahil) | | |
| | İşçilik: | | |
| | Yapılması | | |
| 01.019 | Soğuk demirci ustası | 25.000000 | Saat |
| 01.219 | Soğuk demirci usta yardımcısı | 35.000000 | Saat |
| 01.501 | Düz işçi | 20.000000 | Saat |
| 01.501 | Düz işçi | 15.000000 | Saat |
| | (İnşaat yerindeki yükleme, yatay ve | | |
| | düşey taşıma, boşaltma) | | |
| | %25 Müteahhit Genel Giderleri ve Kârı | | |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.9. 16.059/1A Poz numaralı birim fiyat detayları

| Başlık | Açıklama |
|---|---|
| Üst Başlık | - |
| Başlık | - |
| Tanım | Satın alınan ve beton pompasıyla basılan, basınç dayanım sınıfı C 30/37 (BS 30) olan hazır beton dökülmesi (beton nakli dahil) |
| Alt Tanım | |
| Birimi | $m^3$ |
| Tarifi | Yıkanmış, elenmiş ve/veya kırılmış gronülometrik agrega ile projesinde öngörülen mukavemeti sağlayacak şekilde hazırlanmış ve basınç dayanımı C 30/37 olan hazır beton harcının satın alınması, trans mikserlere yüklenmesi, işyerine kadar nakli, döküm yerine beton pompası ile basılması, serilmesi, vibratör ile sıkıştırılması, gerektiğinde sulanması, soğuktan, sıcaktan ve diğer dış tesirlerden korunması, gerekli ve yeter sayıda deney için numune alınması ve gerekli deneylerin yapılması, her türlü işçilik, malzeme ve zayiatı, makine araç, gereç ve laboratuar giderleri, işyerindeki her türlü yatay ve düşey taşımalar, yükleme ve boşaltmalar, betonun şantiyeye nakli ile müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, yerinde dökülmüş ve basınç dayanımı C 30/37 betonun 1 m³ fiyatı. |
| Ölçü | Projedeki boyutlar üzerinden hesaplanır. |
| Not | 1) Hazır betonlar TSEK belgeli üreticilerden temin edilecektir.<br>2) Hazır beton harcına giren çimento miktarı beton sınıflarına bağlı olarak deneylerle belirlenir.<br>3) Pompa kullanılmaması halinde, pompaj bedeli düşülür.<br>4) Çimento fiyat farkı hesabına esas olmak üzere birim fiyat listesinin sonundaki hazır beton, harçlarına ait çimento girdi tablosu esas alınacaktır. |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.10. 16.059/1A Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| **Poz No** | **Açıklama** | **Miktar** | **Birim** |
|---|---|---|---|
| | Malzeme: | | |
| 04.045/A | C 30/37 beton harcı (BS.30) | 1.000000 | $m^3$ |
| 04.031 | Su | 0.400000 | $m^3$ |
| | İşçilik: | | |
| | Serilmesi, sıkıştırılması ve korunması karşılığı | | |
| 01.015 | Betoncu ustası | 0.150000 | Sa |
| 01.501 | Düz işçi | 0.300000 | Sa |
| 03.527 | Vibratör | 0.050000 | Sa |
| | %25 Müteahhit Genel Giderleri ve Kârı | | |

Çizelge 3.11. 15.140/4 Poz numaralı birim fiyat detayları

| **Başlık** | **Açıklama** |
|---|---|
| Üst Başlık | Kum çakıl serilmesi, sıkıştırılması, drenaj işleri ve curuf dolgu. |
| Başlık | - |
| Tanım | Makine ile tuvenan kum çakıl temin edilerek, makine ile serme, sulama, sıkıştırma yapılması |
| Birimi | $m^3$ |
| Tarifi | Tuvenan kum çakılın, alana dökülmesi, motor greyderle serilmesi, sulanması, titreşimli silindir ile tabaka tabaka sıkıştırılması için her türlü işçilik, malzeme ve zayiatı, iş yerinde yükleme, yatay ve düşey taşıma, boşaltma, müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, 1 $m^3$ fiyatı. |
| Ölçü | Tuvenan kum çakılın döküldüğü saha ve kalınlık projesi üzerinden ölçülür ve hacmi bulunur. |
| Not | - |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.12. 15.140/4 Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| Poz No | Açıklama | Miktar | Birim |
|---|---|---|---|
| | Malzemenin temini | | |
| 08.008/1 | Makina ile kum-çakıl hazırlanması | 1.000000 | $m^3$ |
| | Serme Karşılığı | | |
| 03.508 | Motor Greyder (80 HP) | 0.010000 | Saat |
| | Arazözle Sulama | | |
| 04.031 | Su | 0.100000 | $m^3$ |
| 03.538 | Arazöz | 0.013000 | Saat |
| | Titreşimli Silindirle Sıkıştırma | | |
| 03.541 | Titreşimli Silindir (35-58 HP) | 0.017000 | Saat |
| | %25 Müteahhit Genel Giderleri ve Kârı | | |

Çizelge 3.13. 16.002/MK Poz numaralı birim fiyat detayları

| Başlık | Açıklama |
|---|---|
| Üst Başlık | Demirsiz ve betonarme betonlar. |
| Tanım | 200 dozlu demirsiz beton |
| Birimi | $m^3$ |
| Tarifi | 0,500 m³ elenmiş kum (Poz No: 08.003-08.009/1), 0,750 m³ elenmiş çakıl (Poz No: 08.003-08.009/1), 0,105 m³ su ve 200 kg çimentonun el ya da betoniyer ile karıştırılması, yerine konması, sıkıştırılması, gerektiğinde sulanması, soğuk ve sıcaktan korunması, inşaat yerindeki yükleme, yatay ve düşey taşıma, boşaltma, her türlü malzeme ve zayiatı, işçilik, araç ve gereç giderleri, müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, 200 dozlu demirsiz betonun 1 m³ fiyatı. |
| Ölçü | Projedeki boyutlar üzerinden hesaplanır. |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.14. 16.002/MK Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| **Poz No** | **Açıklama** | **Miktar** | **Birim** |
|---|---|---|---|
| | Malzeme | | |
| 04.002/2b | Kum (08.009/1) | 0.500000 | m3 |
| 04.002/1b | Çakıl (08.009/1) | 0.750000 | m3 |
| 04.008 | Portland çimentosu (Torbalı) (32.5 N) | 0.200000 | Ton |
| 04.031 | Su | 0.105000 | m3 |
| 04.031 | Su | 0.400000 | m3 |
| | Yapılması ve korunması karşılığı | | |
| | İşçilik: | | |
| 01.015 | Betoncu ustası | 0.500000 | Saat |
| 01.501 | Düz işçi | 5.500000 | Saat |
| 01.501 | Düz işçi | 2.500000 | Saat |
| | (İnşaat yerindeki yükleme, yatay ve | | |
| | düşey taşıma, boşaltma) | | |
| 03.524 | Betoniyer (250 LT) | 0.250000 | Saat |
| 03.527 | Vibratör | 0.150000 | Saat |
| | %25 Müteahhit Genel Giderleri ve Kârı | | |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

Çizelge 3.15. 16.068/MK Poz numaralı birim fiyat detayları

| Başlık | Açıklama |
|---|---|
| Üst Başlık | Fore kazık işleri. |
| Başlık | |
| Tanım | ϕ 20 cm çapında fore kazık (her boyda mini kazık) yapılması |
| Alt Tanım | |
| Birimi | m |
| Tarifi | Tasdikli proje ve detayları ile delme kazıklar tasarım, yapım ve uygulama kurallarına uygun olarak her türlü zeminde, kuruda veya suda fore kazık yapılması için gerekli makine, teçhizat ile bunların çalıştırılması, platform hazırlanması veya iskele yapılması için gerekli araç, gereç, malzeme, elektrik tesisat ve elektriğin temini, iş yerine getirilmesi, iş bitiminden sonra nakilleri, montaj ve demontajı; bu işin yürütülmesi için teknik ekibin temini ve çalıştırılması; bu imalat tekniğine uygun esaslar dâhilinde forajın yapılması, lüzumu halinde veya projesi icabı taşıyıcı kaya tabakası içinde asgari 0,75 m derinliğe inilmesi; foraj esnasında istenilen kazık zemininden numune alınması, muhafazası ve raporun hazırlanması; standardına uygun kum, çakıl, kırmataş, balast, çimento ve su ile basınç dayanımı C 20/25 olan betonun özel kovalarla veya çökertme usulü ile betonajın yapılması ile beton dökülürken betonarme demirlerin yerinden oynamaması için gereken tedbirlerin alınması; beton kalite kontrolü için her türlü deney yapılması ile foraj dan çıkan kazının ortalama 60 m mesafeye nakli, yükleme ve boşaltılması, depo ve imla yerinin düzeltilmesi; imalat icabı fazla dökülen kazık betonun kırılması için her türlü malzeme ve zayiatı, işçilik, makine, araç ve gereç giderleri müteahhit genel giderleri ve kârı dâhil, (kum-çakıl, kırmataş, balast, çimento ve betonarme demiri nakliyeleri ve yükleme,boşaltma ile betonarme demiri bedeli hariç olmak üzere) Ø 20 cm çapında fore kazık foraj ve betonajın 1 m fiyatı: |

EK-3. (Devam) Optimizasyonda kullanılan birim fiyatlar, detayları ve analizleri

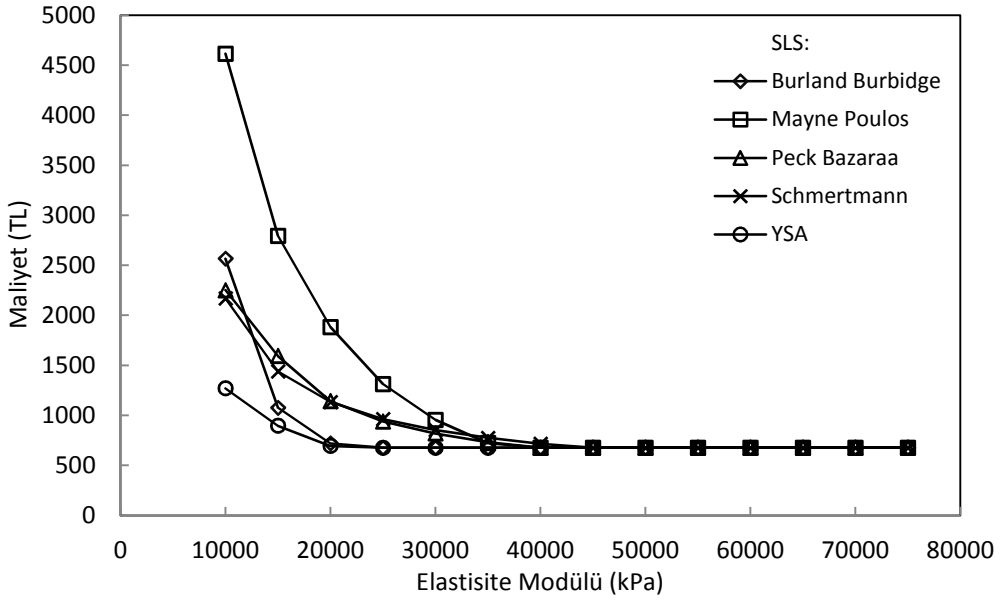
Çizelge 3.15. 16.068/MK Poz numaralı birim fiyat detayları

| Başlık | Açıklama |
|---|---|
| Ölçü | Düşey olarak yerinde bilfiil ölçü yapılır. |
| Not | 1) Foraja başlanacak en uygun zemin kotu idarece saptanır. 2) Kazığın baş tarafındaki kırılacak düşük mukavemetli kısım ölçüye dâhil edilmez. 3) Projede belirtilen kazık üst kotunun forajın yapıldığı zemin kotundan yukarıda olması halinde bu iki kot arasındaki kısma yalnız betonarme ve kalıp bedeli ödenir. (Ayrıca foraj bedeli ödenmez) 4) Fore kazık imalatında tapa kullanılması halinde tapa için formülüne uygun hesaplanacak foraj malzemesinin ( batak-balçık) nakliyesi yükleme, boşaltma toplam bedelini geçmemek kaydı ile ödeme yapılır. 5) Fore kazık imalatına başlamadan yükleme deneyi yapılıp yapılmayacağı şartnamede idarece belirtilmesi gerekmekte olup, şayet yaptırılması idarece uygun görülüyor ise bedeli ayrıca ödenecektir. |

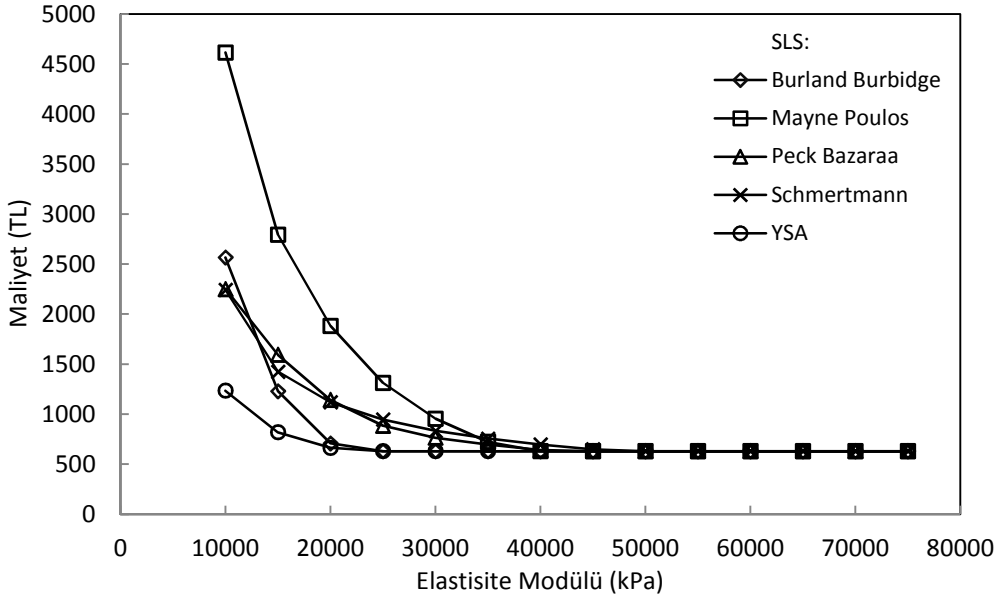
Çizelge 3.16. 16.068/MK Poz numaralı birim fiyata ait analiz bilgileri

| Poz No | Açıklama | Miktar | Birim |
|---|---|---|---|
| 03.568/1 | Fore Kazık Delgi Makinası (76 HP) | 0.240000 | Sa |
| 01.502 | Erbab işçi<br>(Foraj işçiliği, montaj ve demontaj bedelleri dahil) | 1.180000 | Sa |
| 07.001 | El arabası ile taşıma (50 metre) | 0.070000 | Ton |
| 01.501 | Düz işçi<br>(Foraj kazısının yükleme ve boşaltılması dahil) | 0.560000 | Sa |
| 16.044/5/MK | Demirli C 20/25 (BS.20) betonu | 0.035000 | m3 |
| 01.502 | Erbab işçi<br>(Kazık betonlanması, kırılması, ilave işçiliği karşılığı) | 0.900000 | Sa |

EK-4. Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıklarınefektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

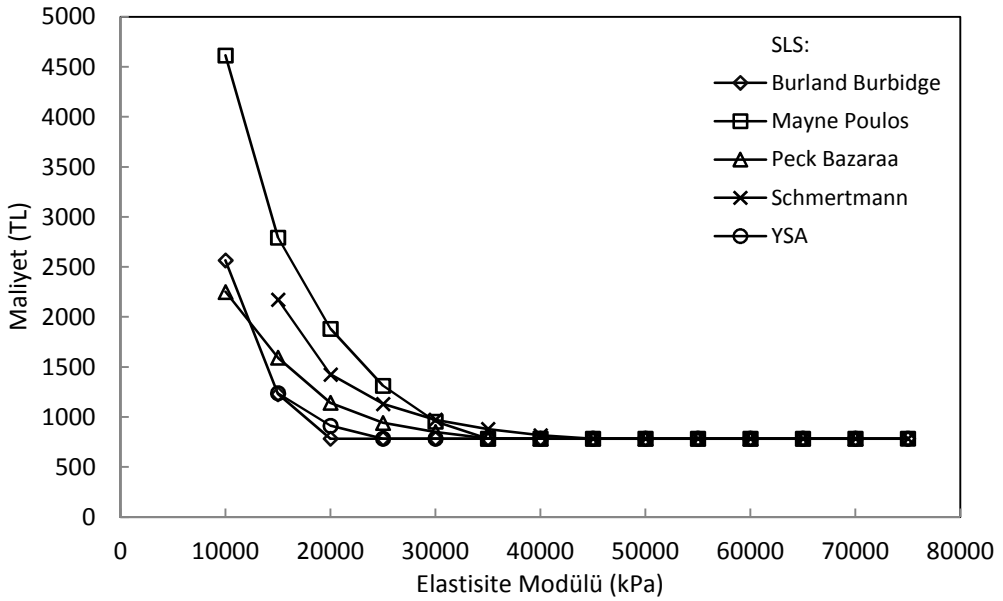



Şekil 4.1. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

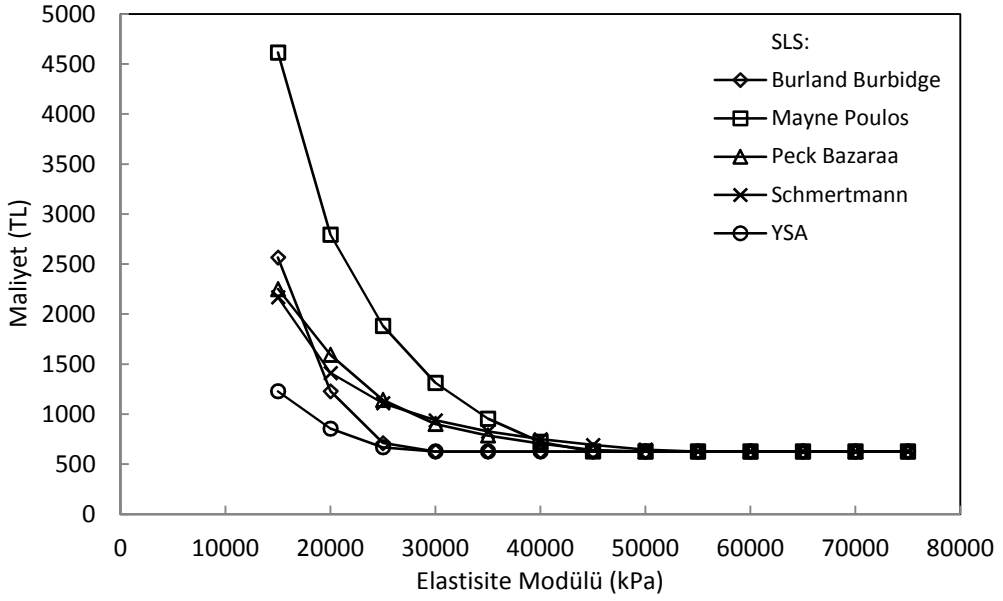



Şekil 4.2. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

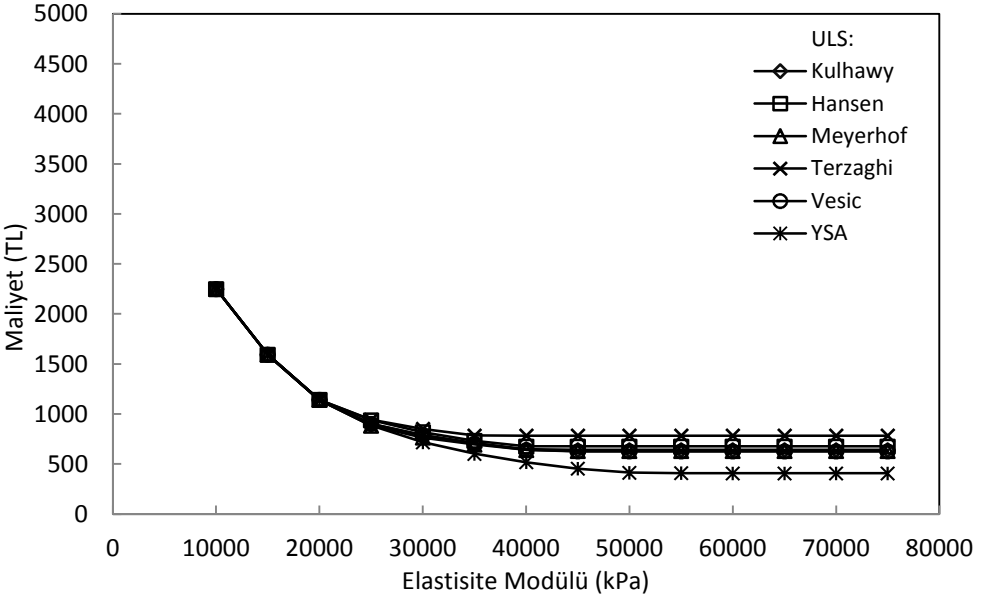



Şekil 4.3. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

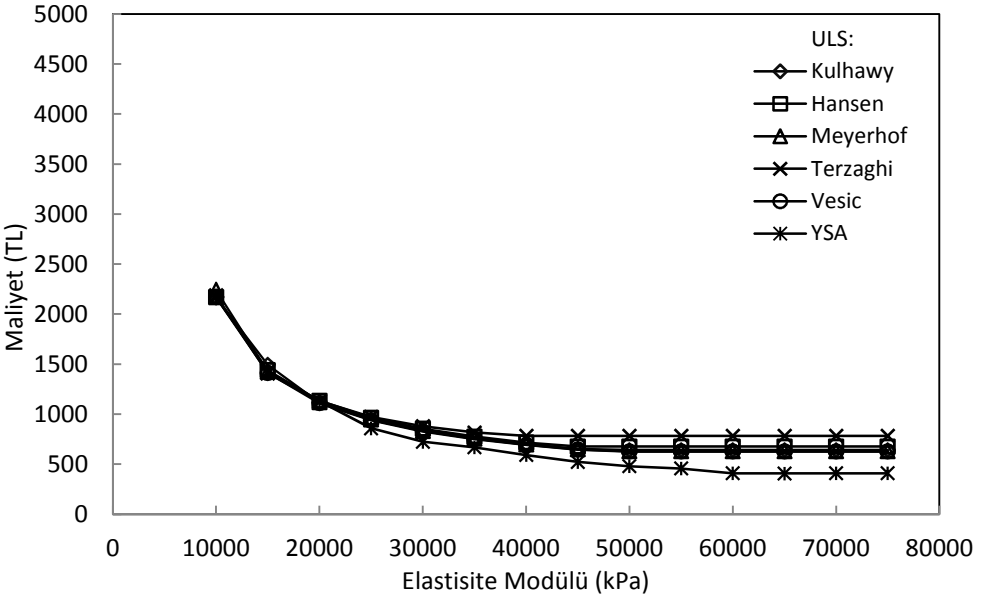



Şekil 4.4. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

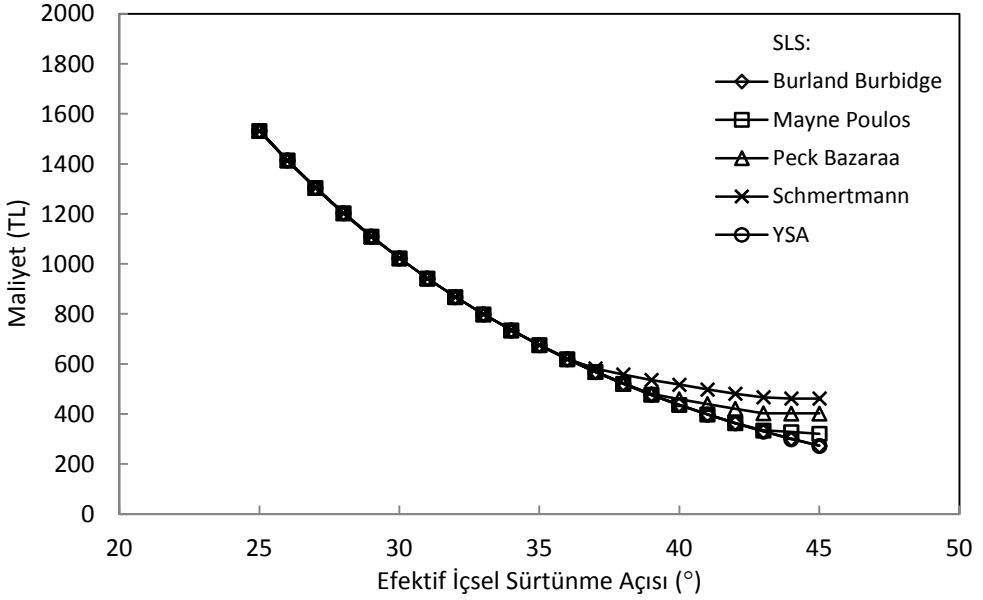



Şekil 4.5. Sığ temel tasarımının Peck Bazara oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

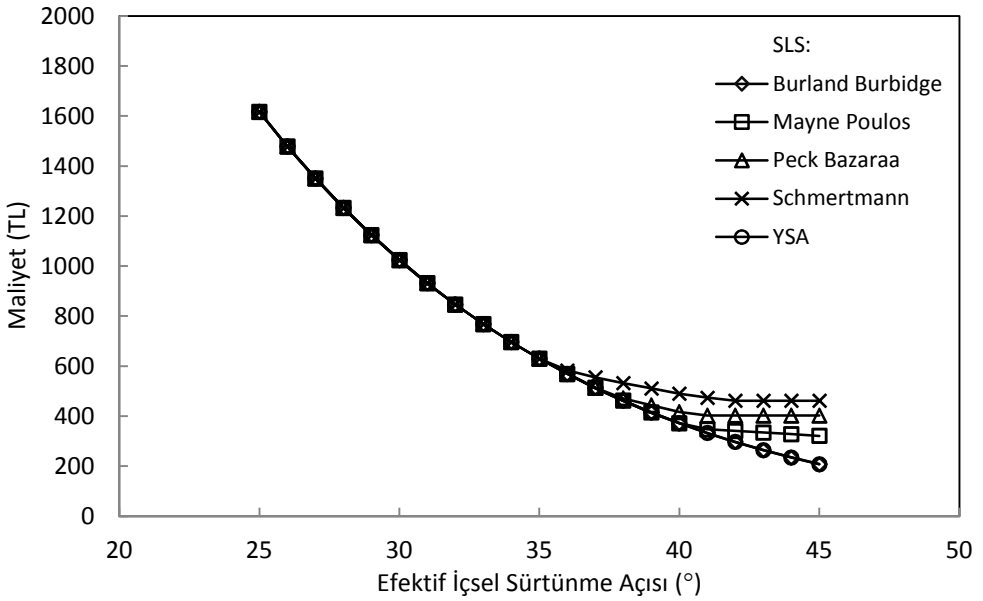



Şekil 4.6. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

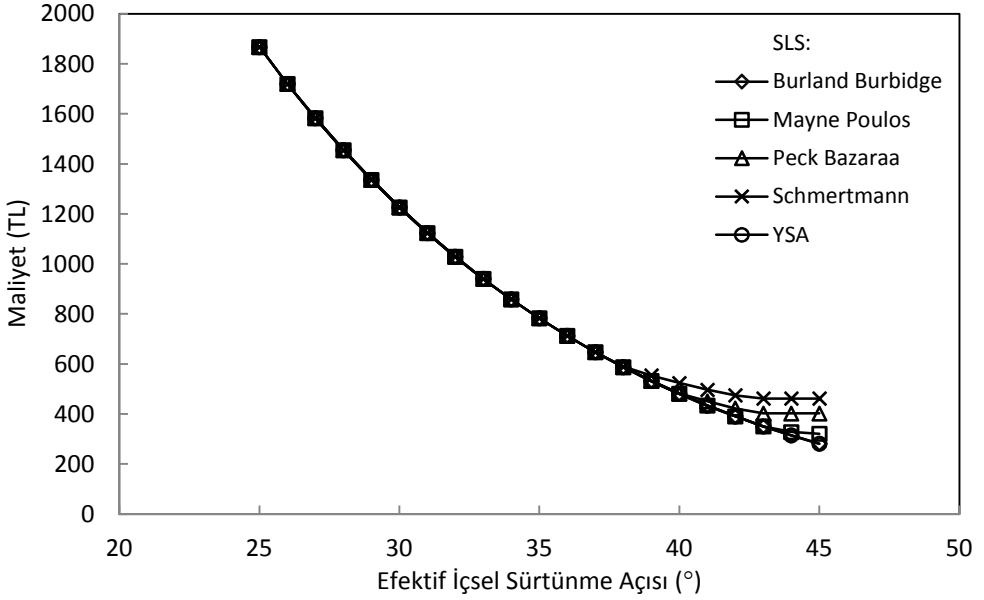



Şekil 4.7. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

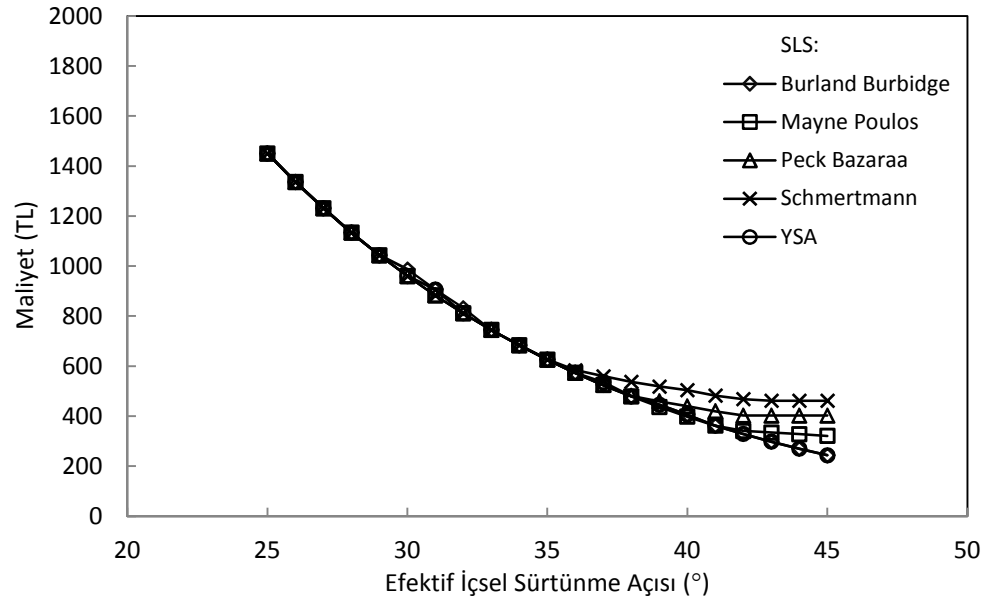



Şekil 4.8. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

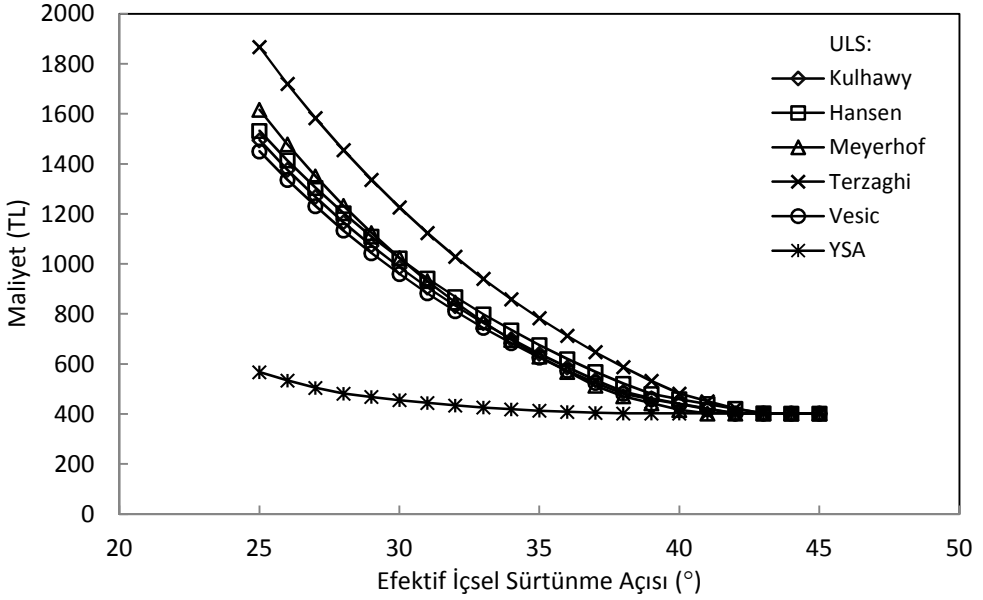



Şekil 4.9. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

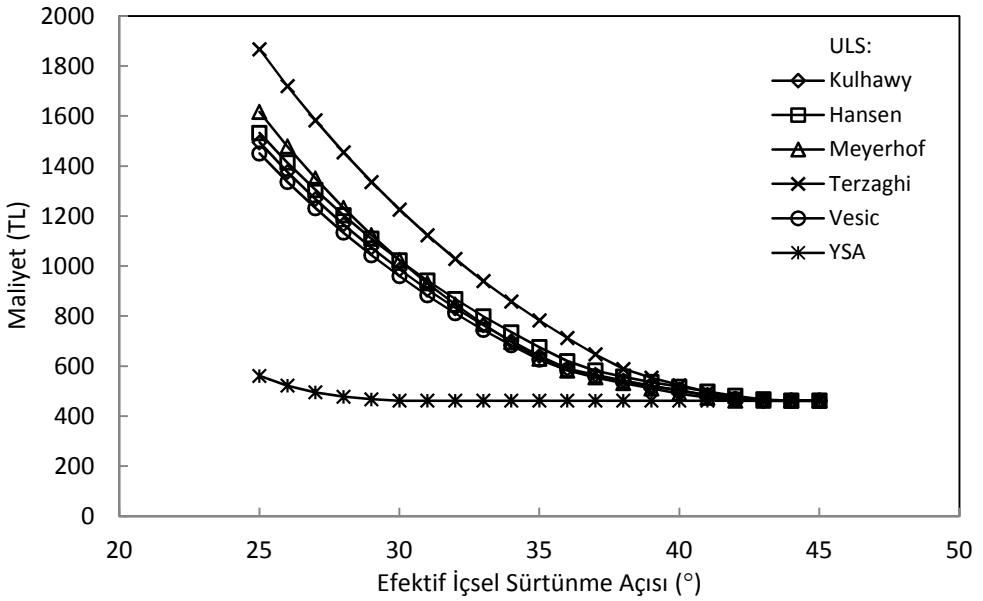



Şekil 4.10. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

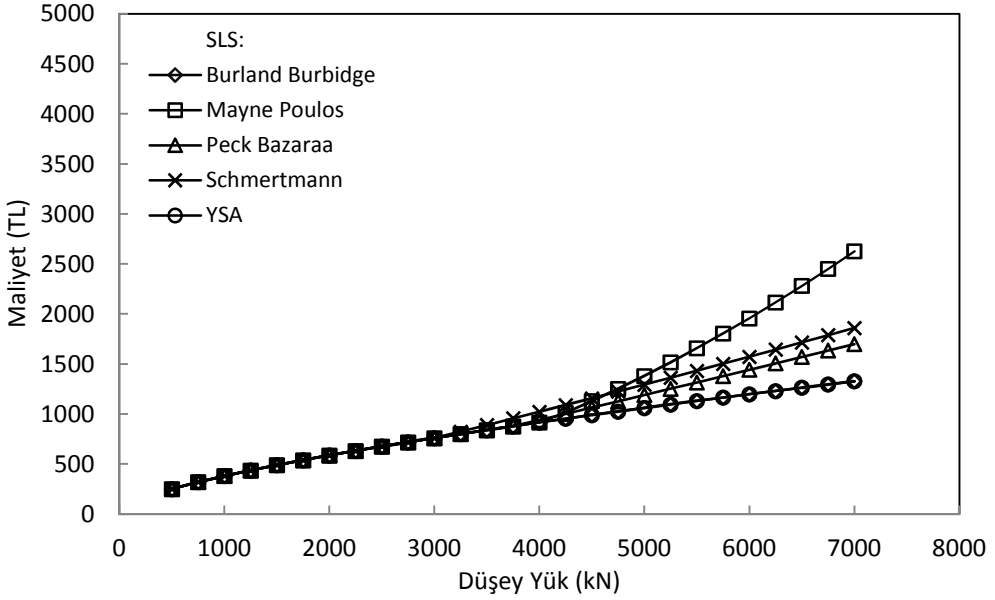



Şekil 4.11. Sığ temel tasarımının Peck Bazara oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

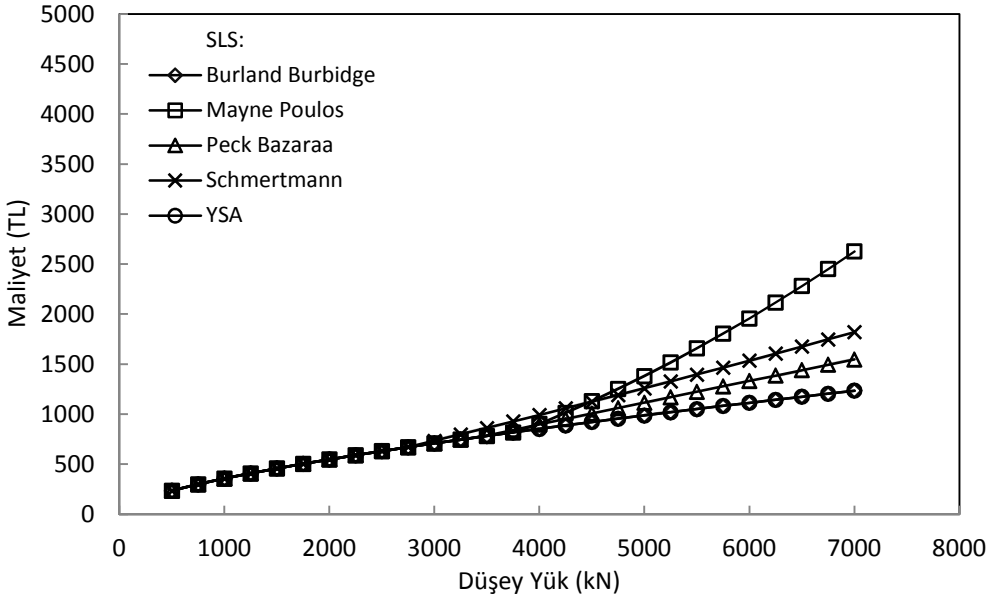



Şekil 4.12. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

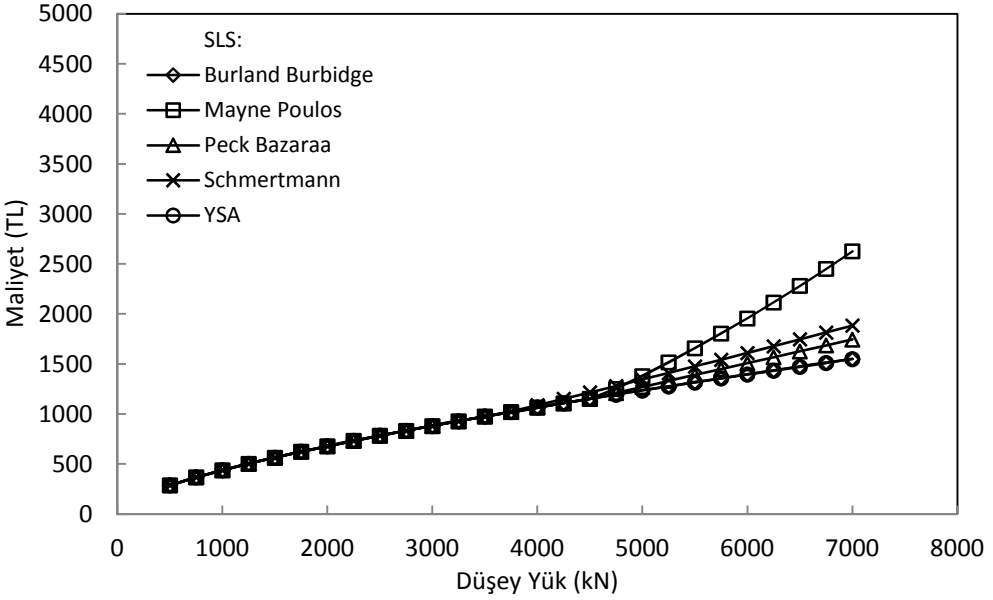



Şekil 4.13. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

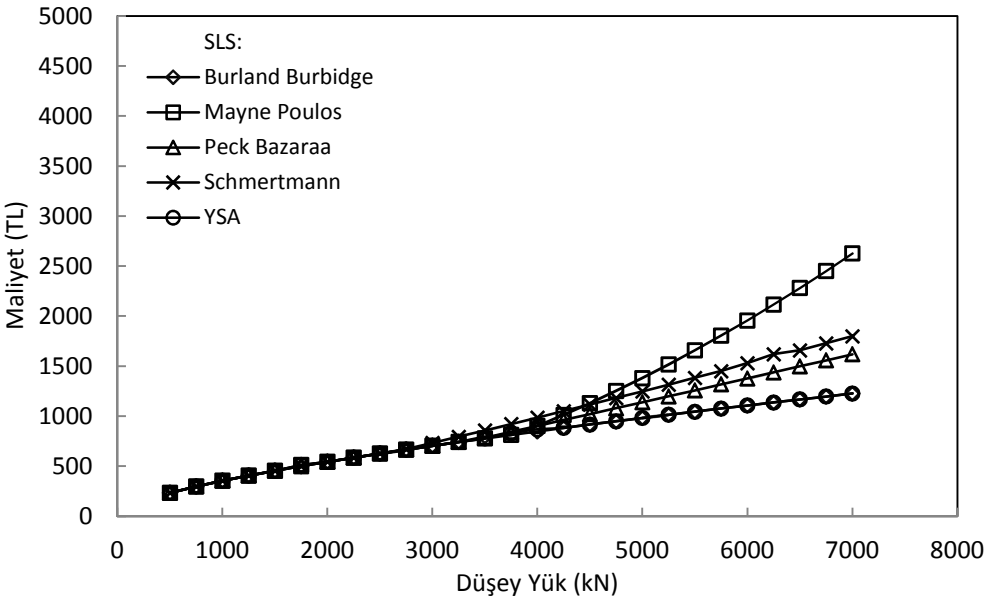



Şekil 4.14. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

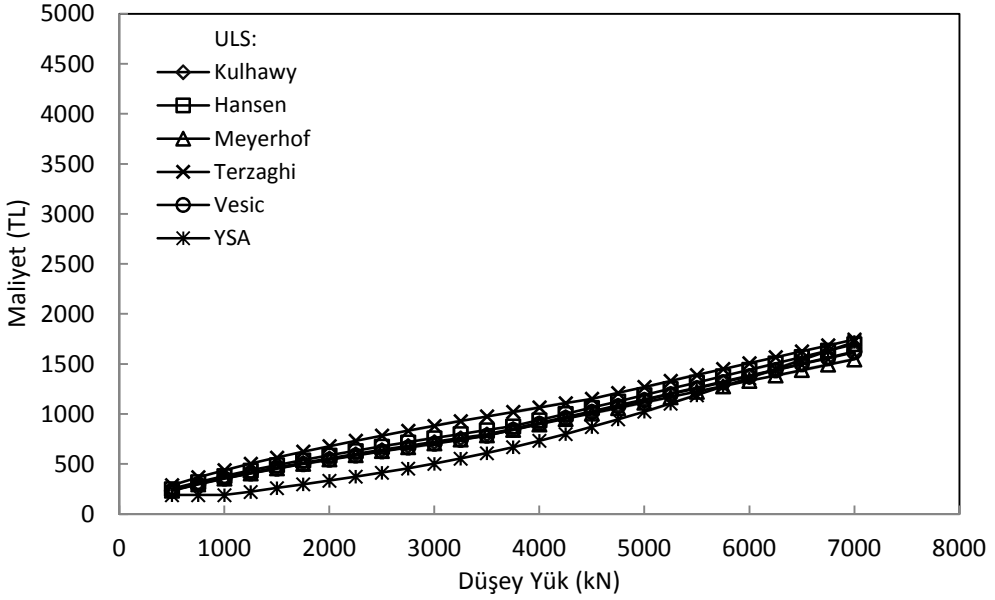



Şekil 4.15. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

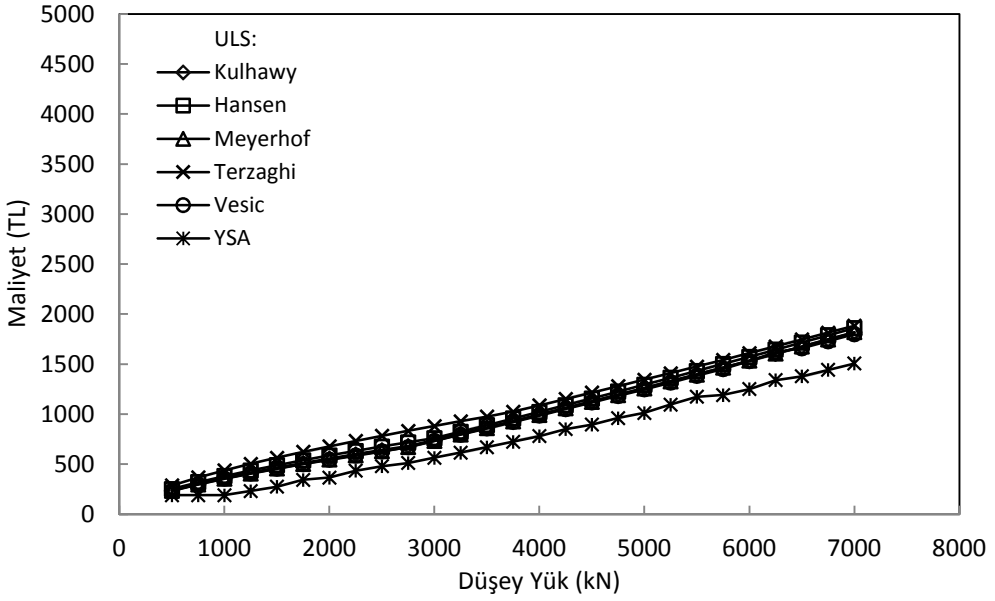



Şekil 4.16. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

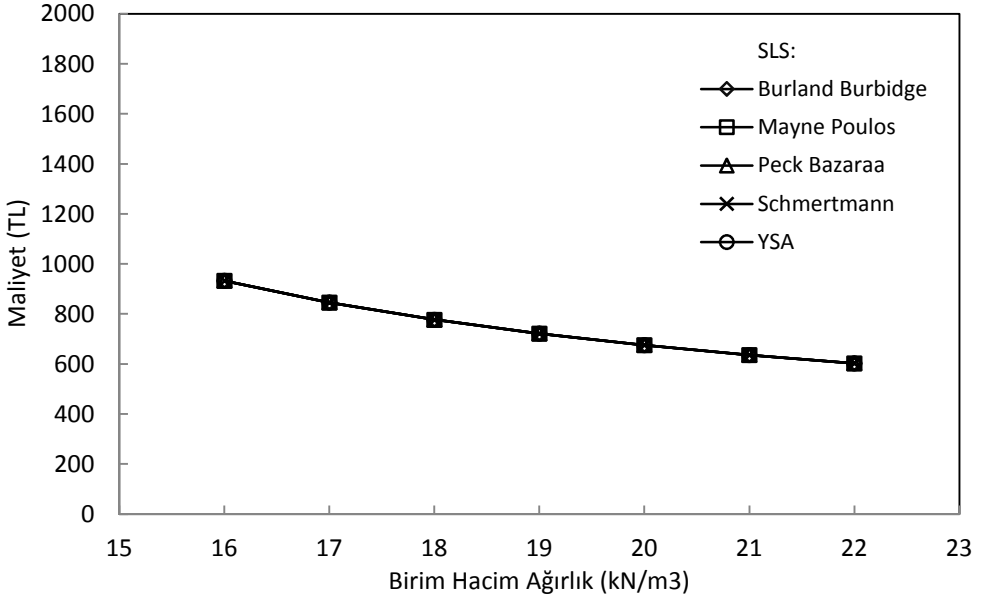



Şekil 4.17. Sığ temel tasarımının Peck Bazaraa oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

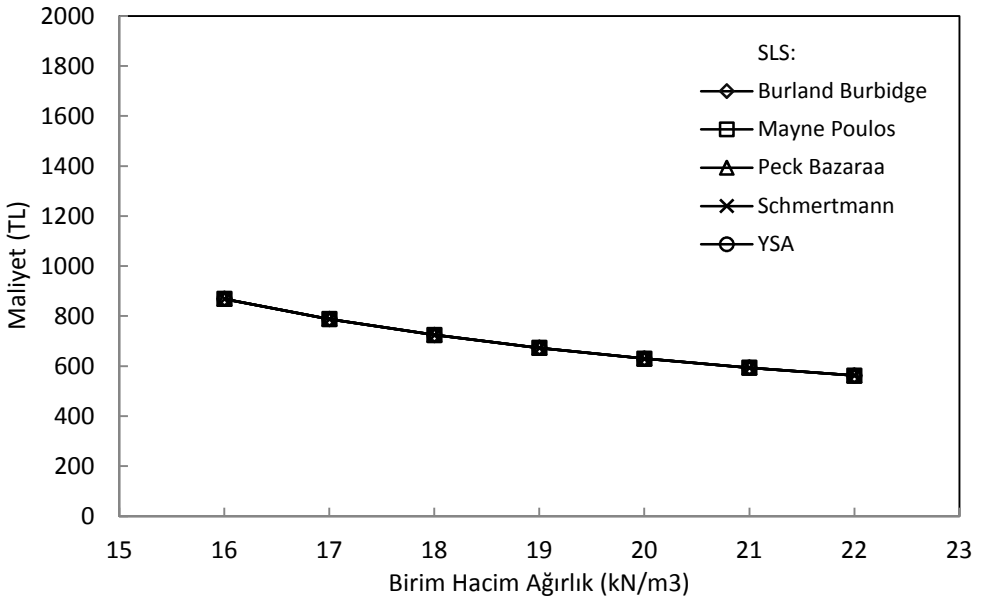



Şekil 4.18. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

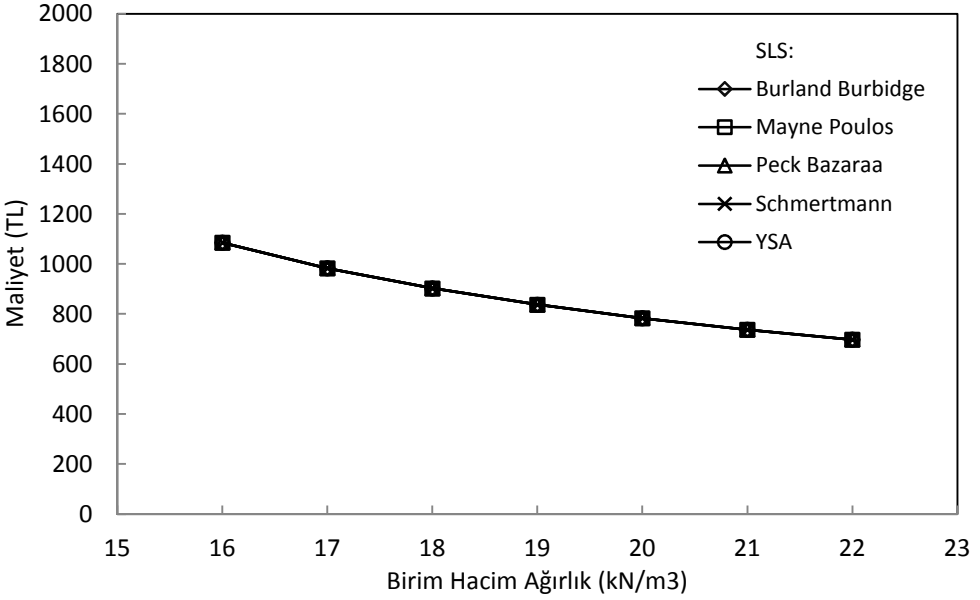



Şekil 4.19. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

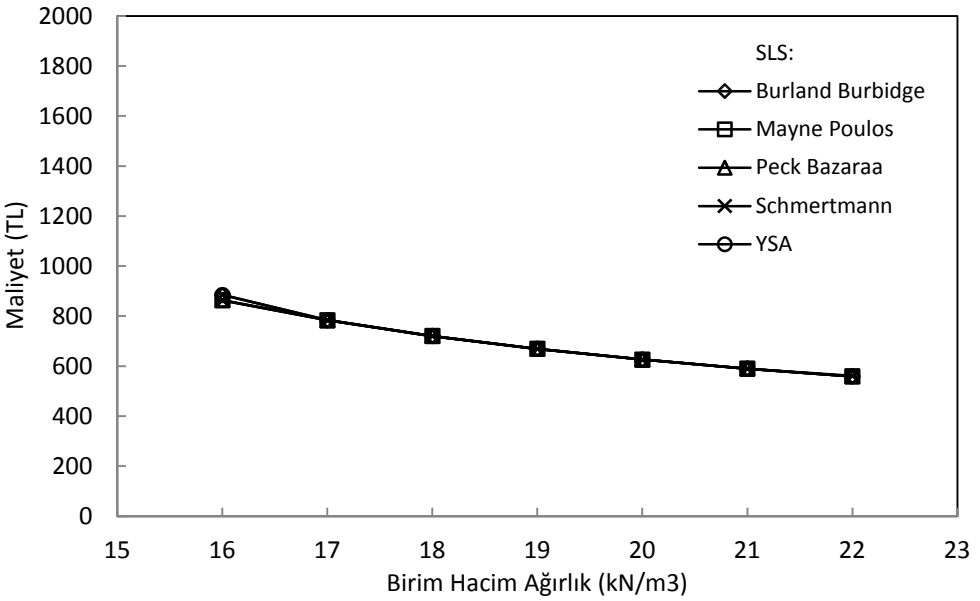



Şekil 4.20. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

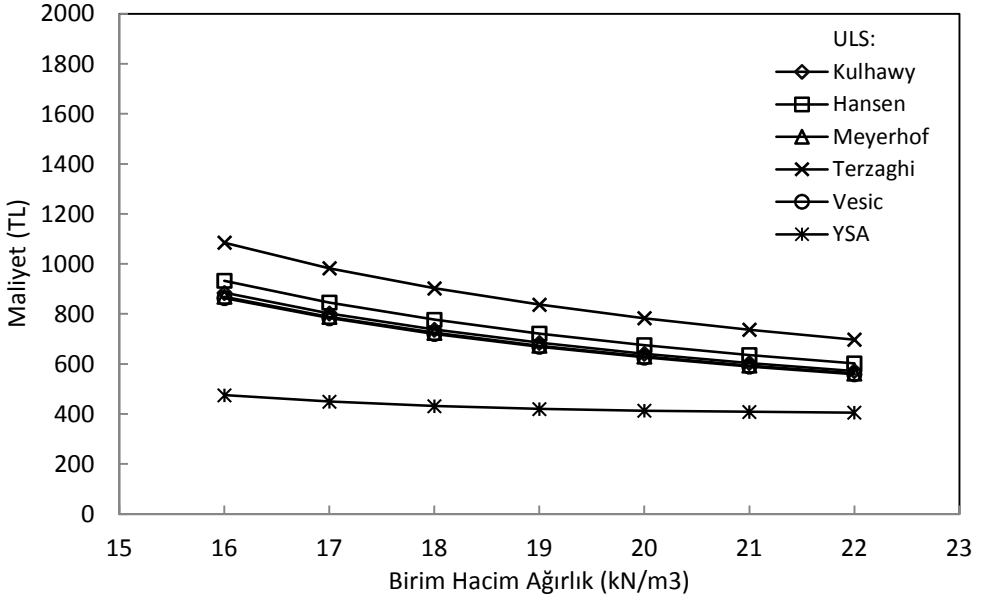



Şekil 4.21. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

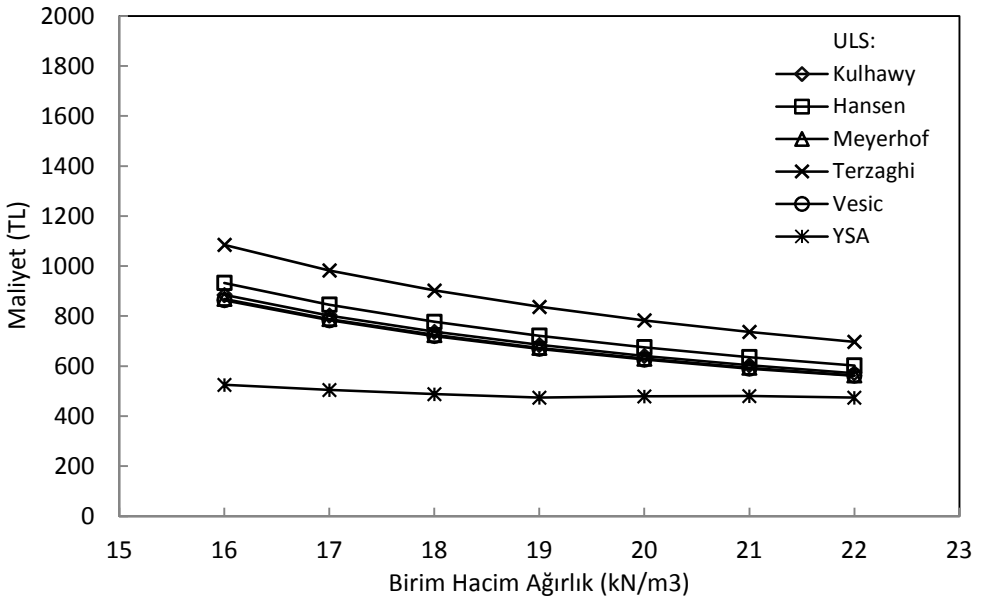



Şekil 4.22. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

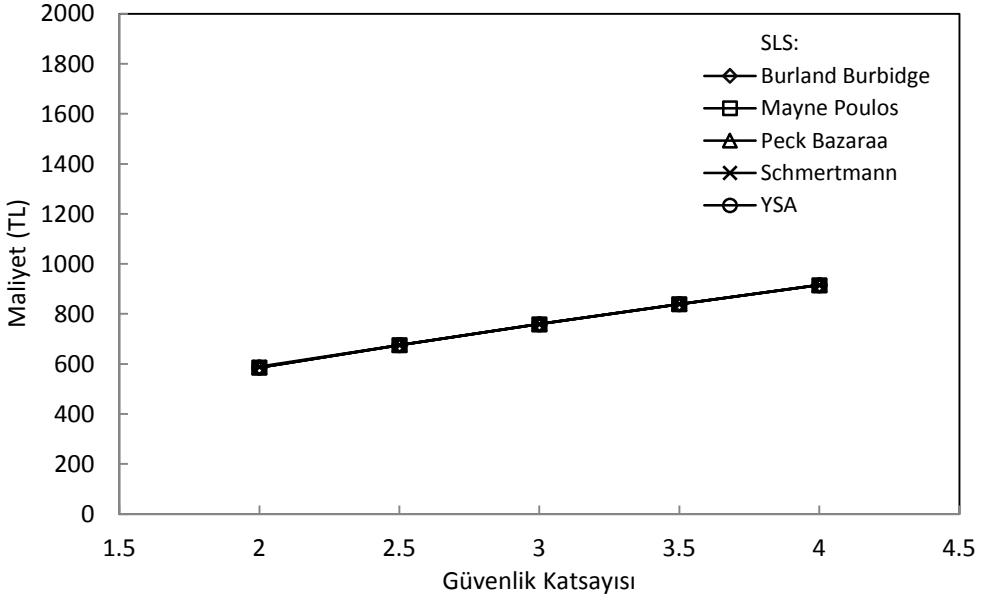



Şekil 4.23. Sığ temel tasarımının Peck Bazaraa oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

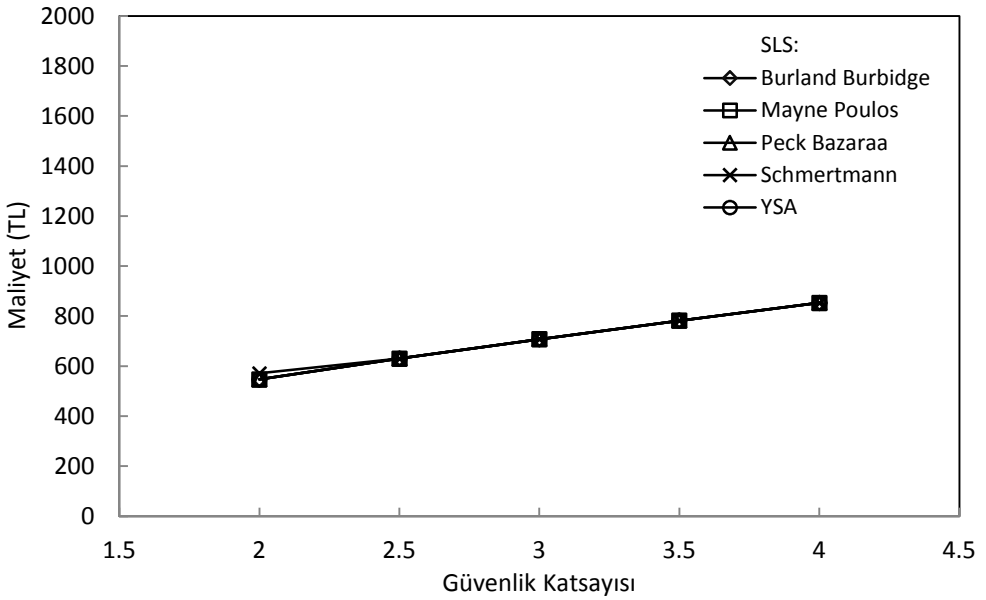



Şekil 4.24. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

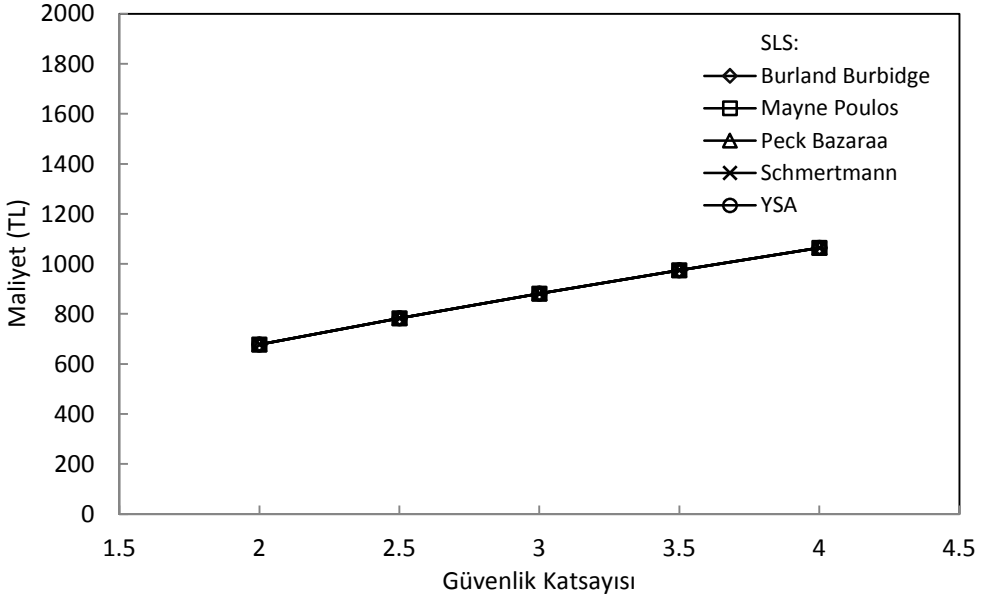



Şekil 4.25. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

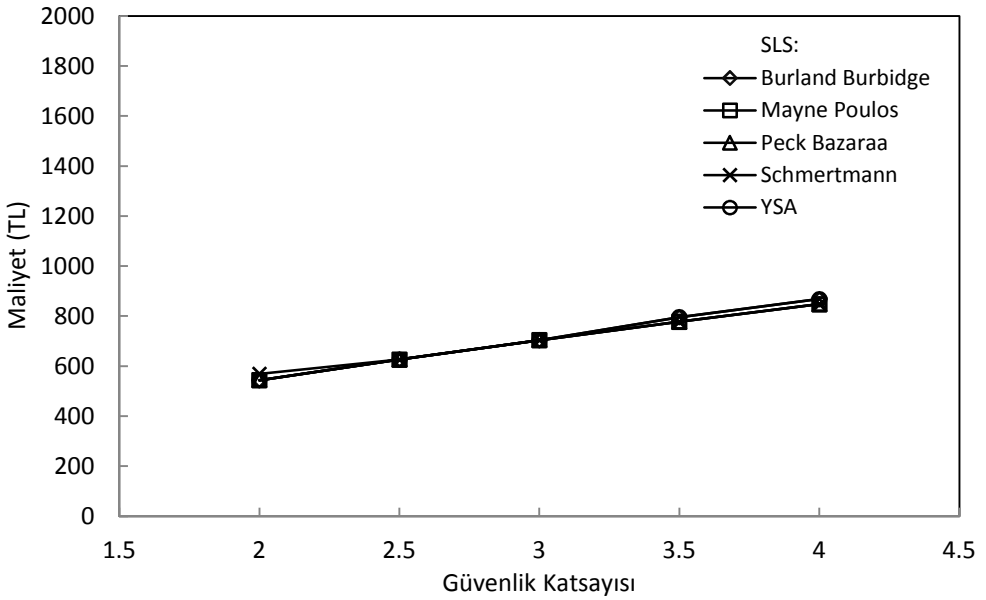



Şekil 4.26. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

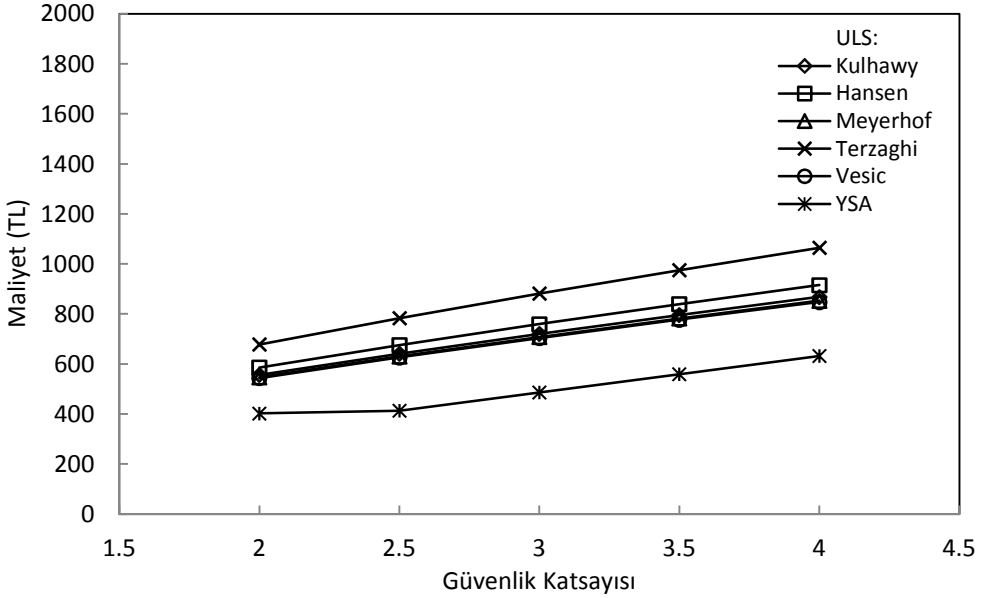



Şekil 4.27. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

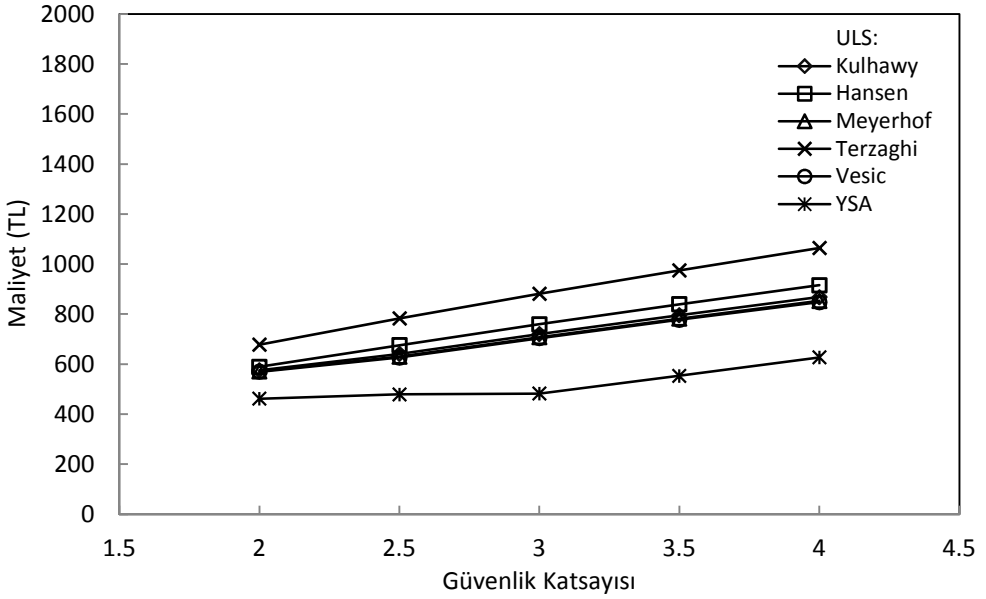



Şekil 4.28. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

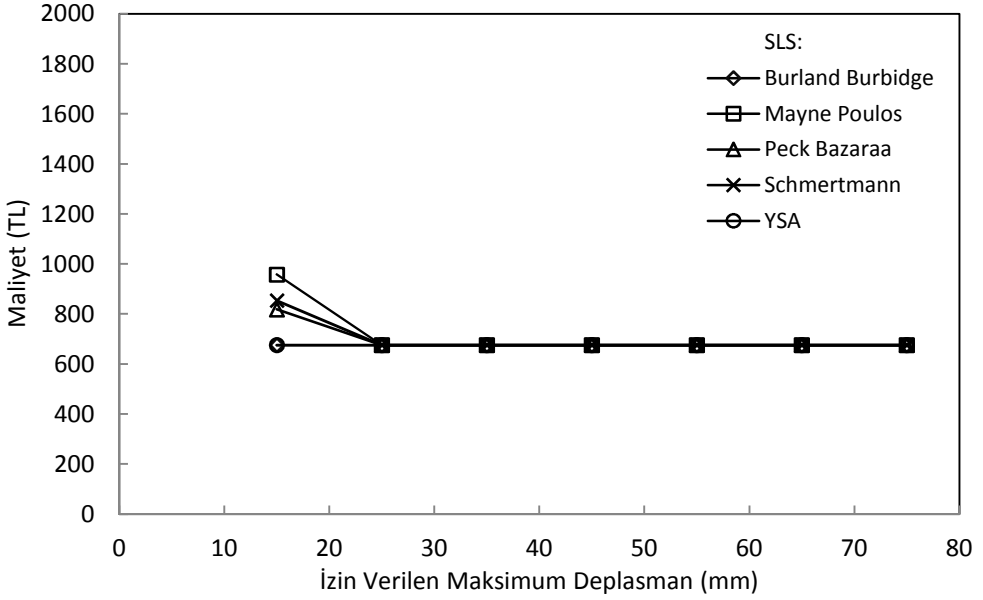



Şekil 4.29. Sığ temel tasarımının Peck Bazaraa oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

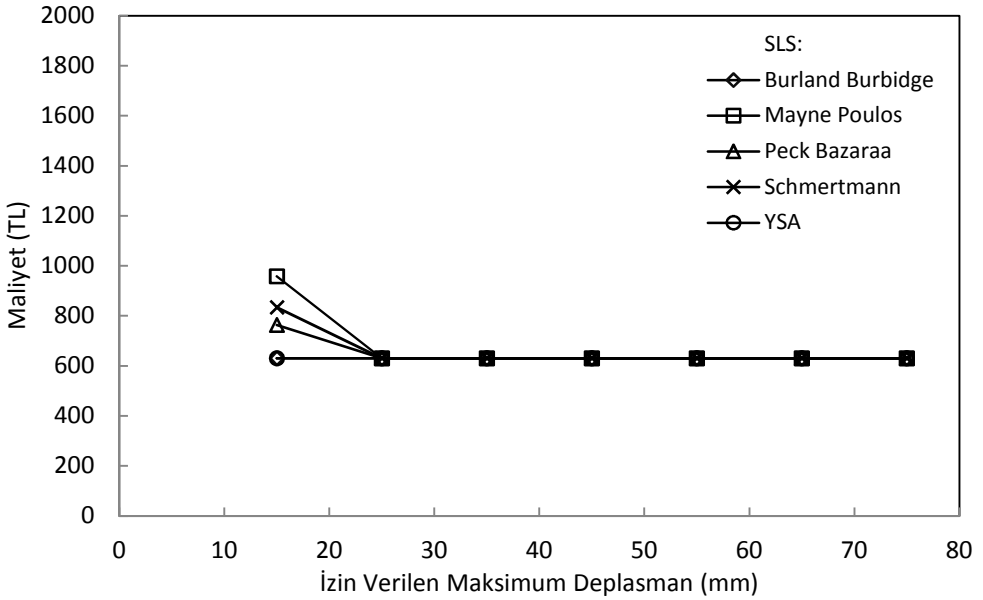



Şekil 4.30. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

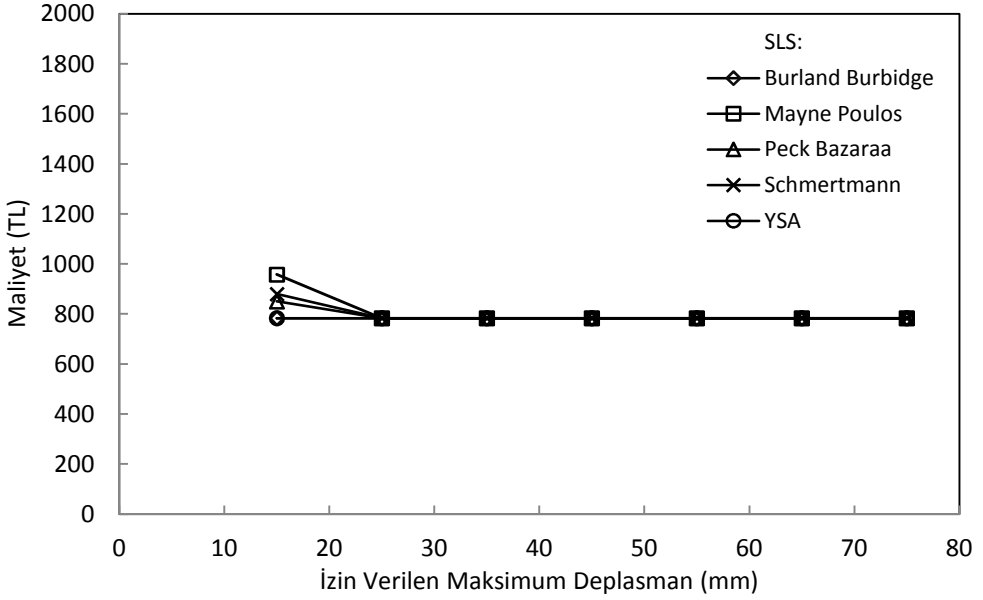



Şekil 4.31. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

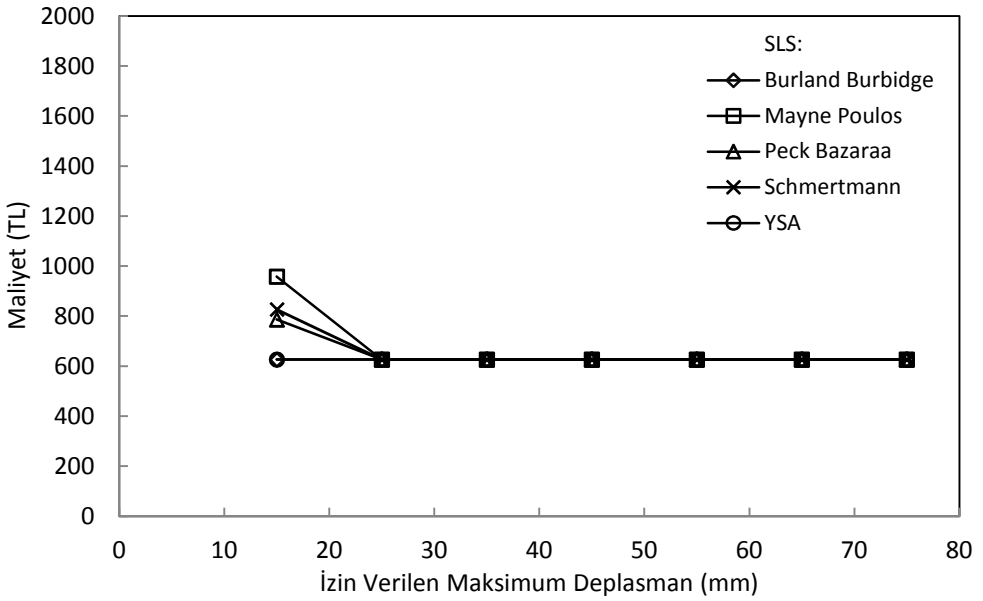



Şekil 4.32. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

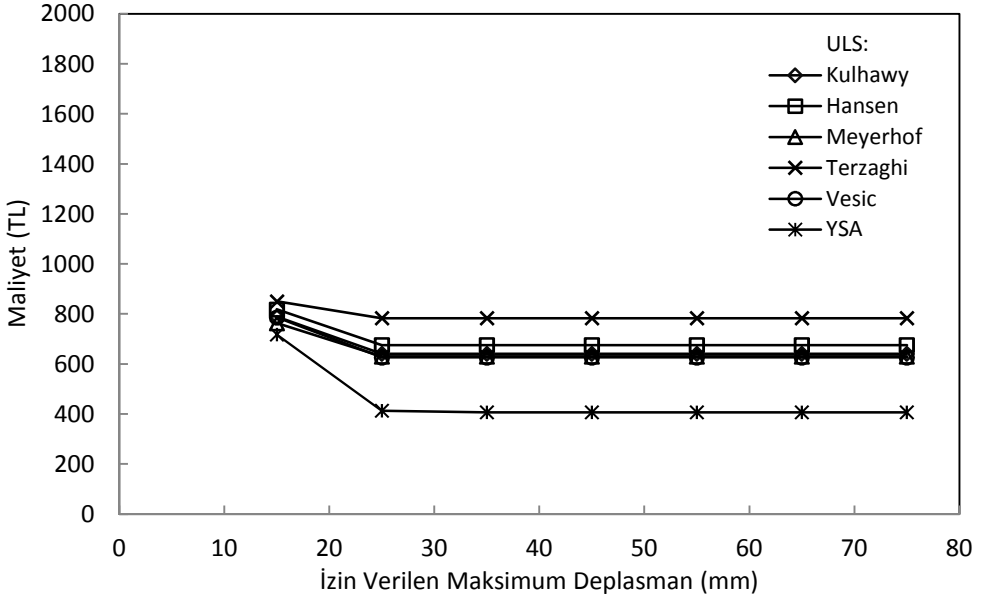



Şekil 4.33. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

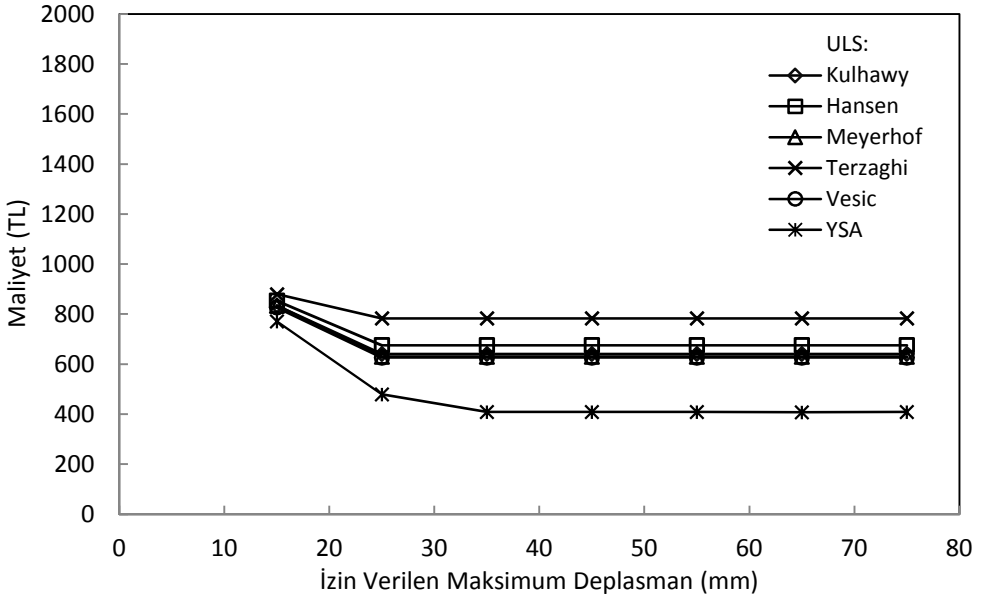



Şekil 4.34. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

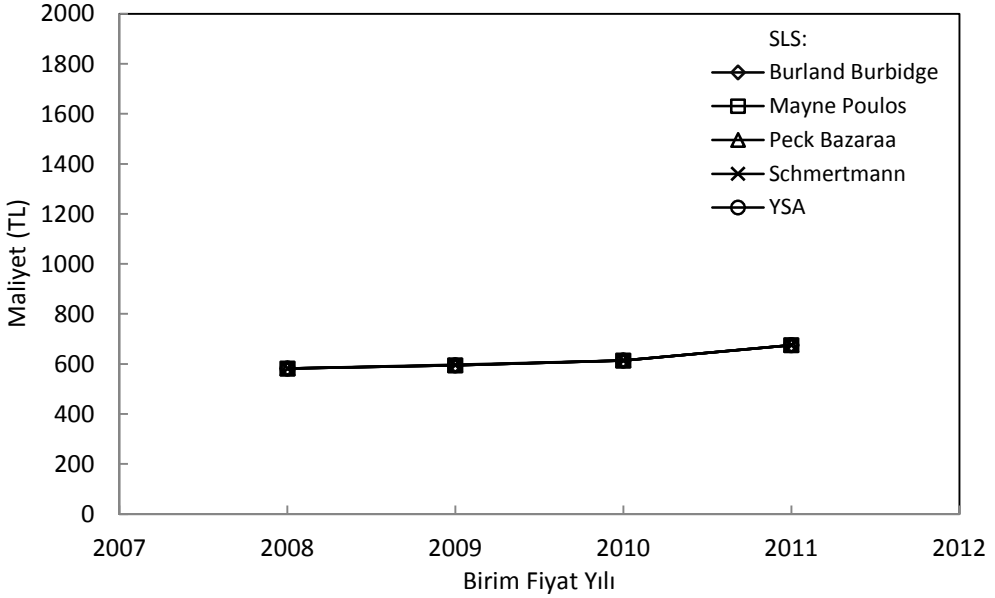



Şekil 4.35. Sığ temel tasarımının Peck Bazaraa oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

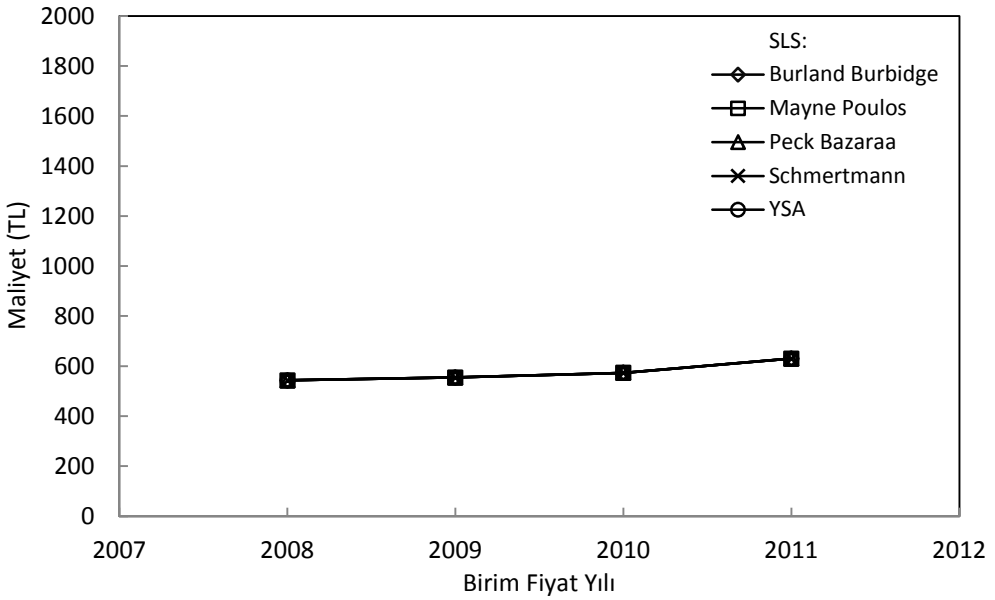



Şekil 4.36. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

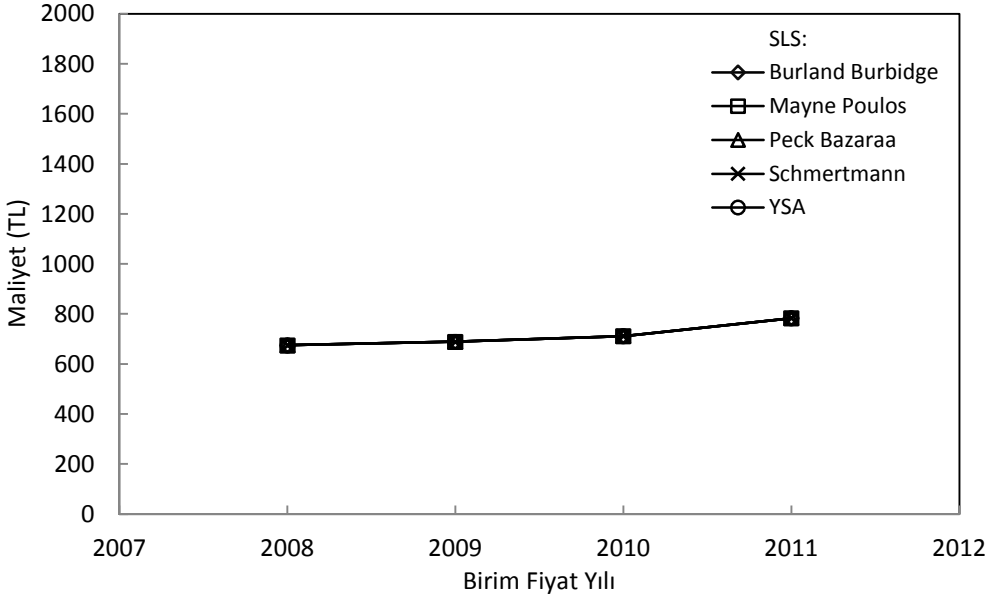



Şekil 4.37. Sığ temel tasarımının Hansen taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

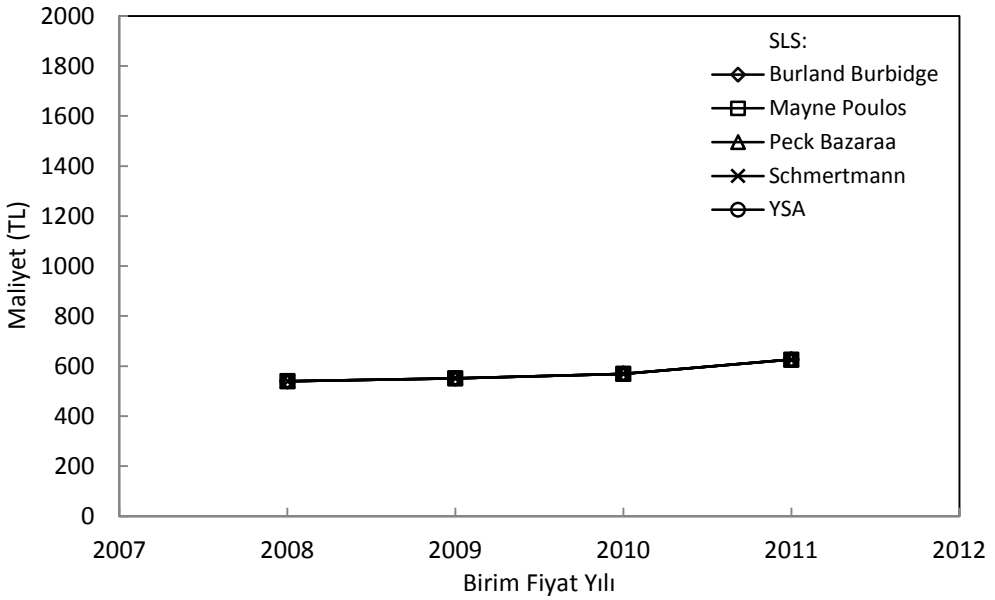



Şekil 4.38. Sığ temel tasarımının Meyerhof taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

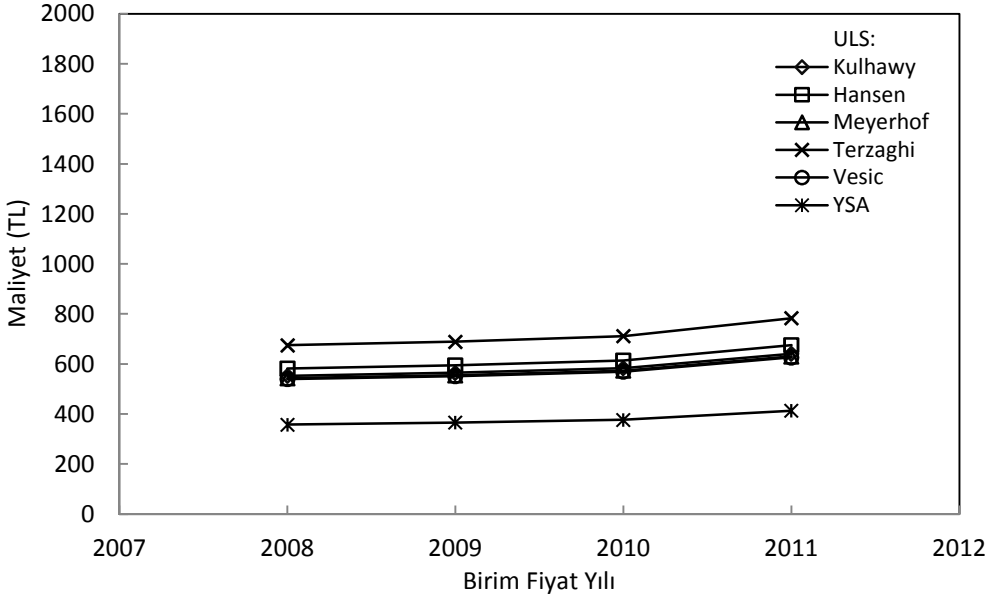



Şekil 4.39. Sığ temel tasarımının Terzaghi taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

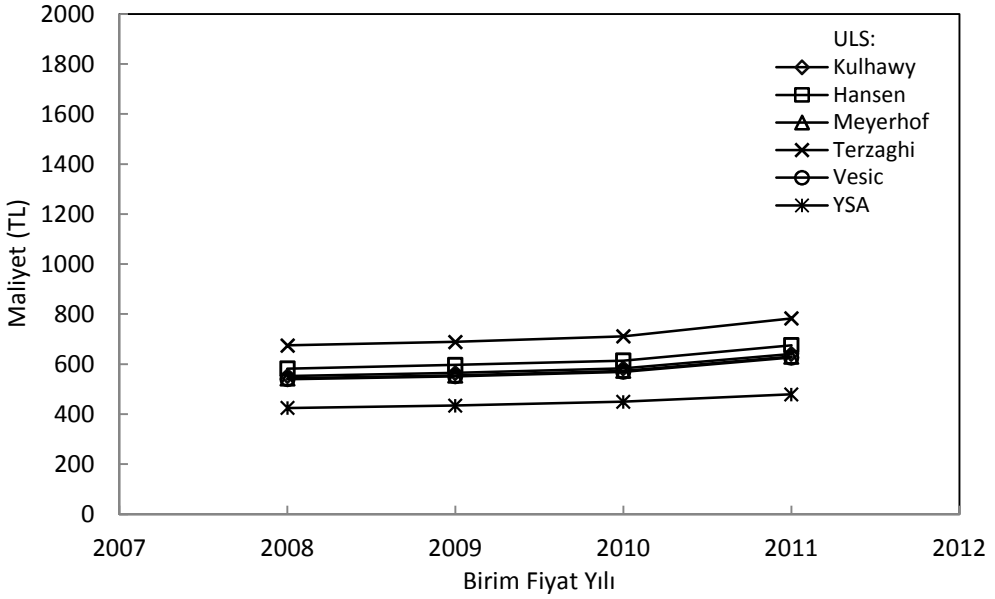



Şekil 4.40. Sığ temel tasarımının Vesic taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

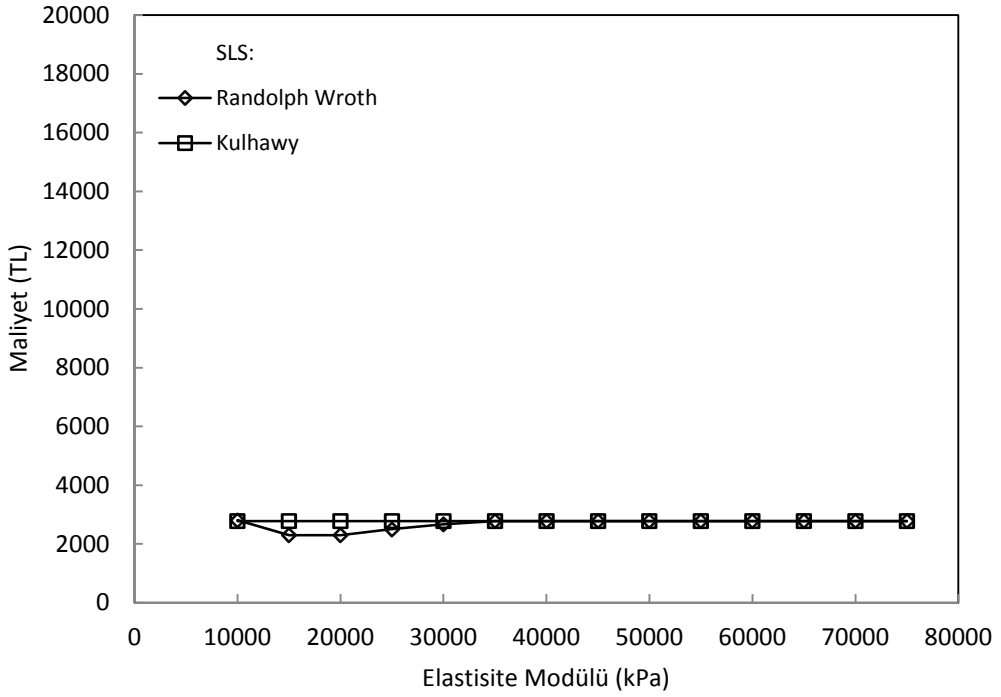



Şekil 4.41. Sığ temel tasarımının Peck Bazaraa oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

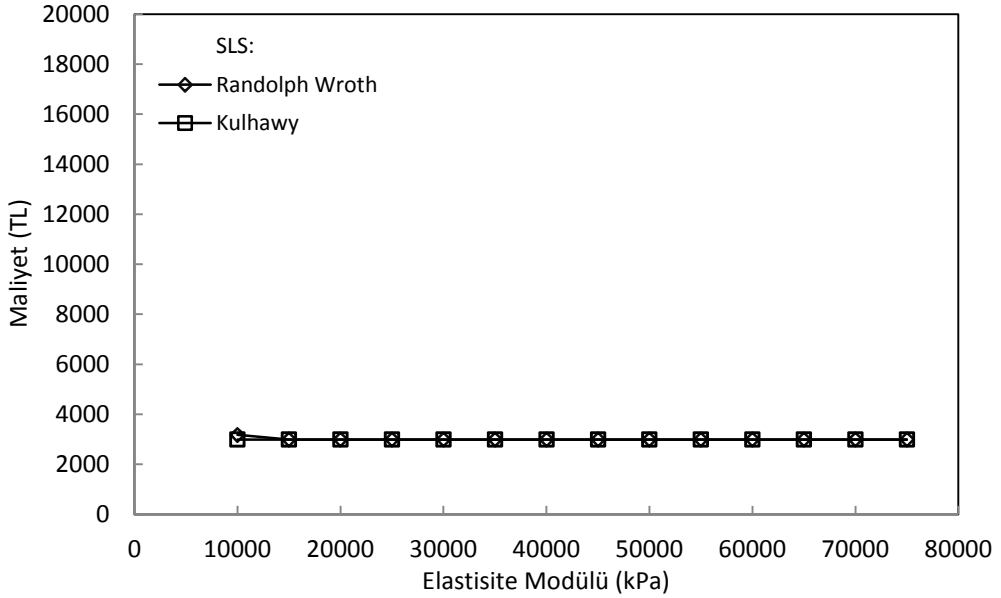



Şekil 4.42. Sığ temel tasarımının Schmertmann oturma analizi yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

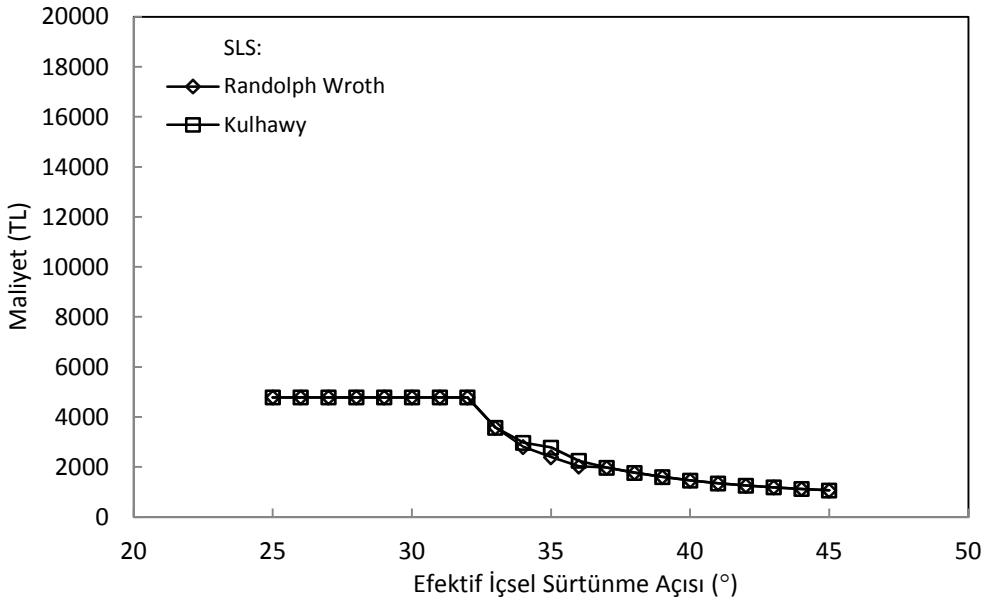



Şekil 4.43. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

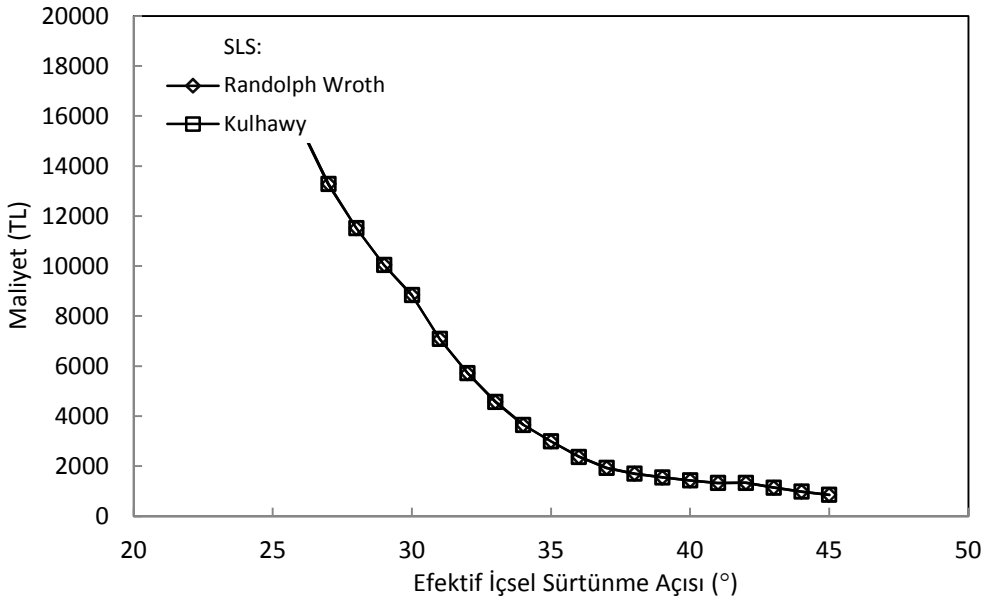



Şekil 4.44. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için elastisite modülü odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

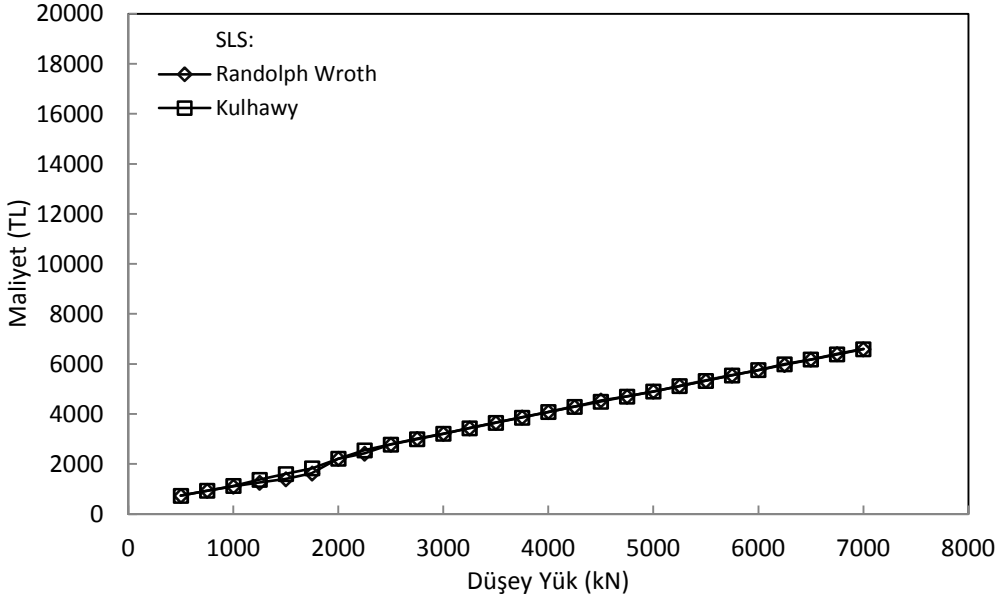



Şekil 4.45. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

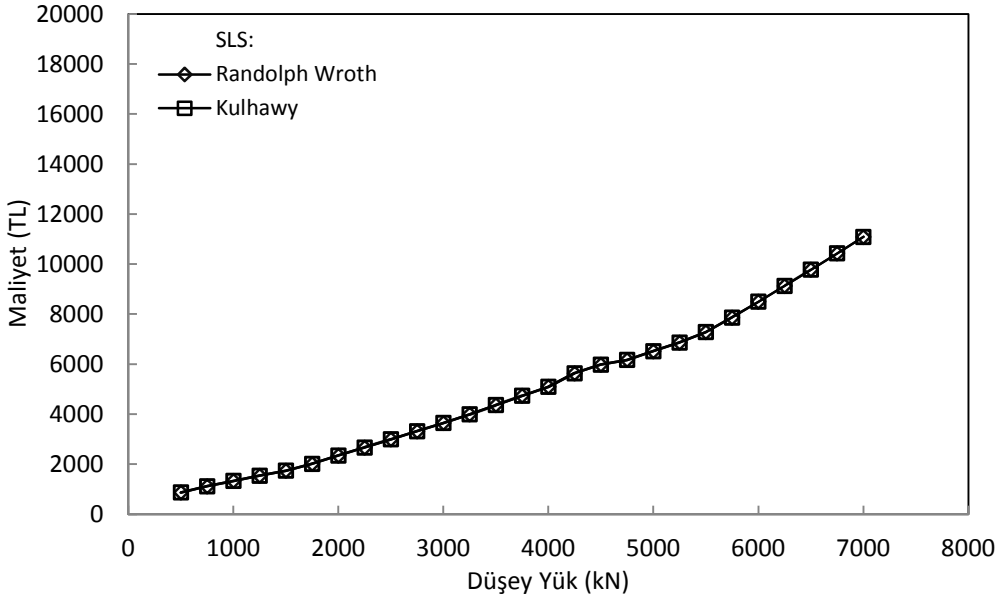



Şekil 4.46. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için efektif içsel sürtünme açısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

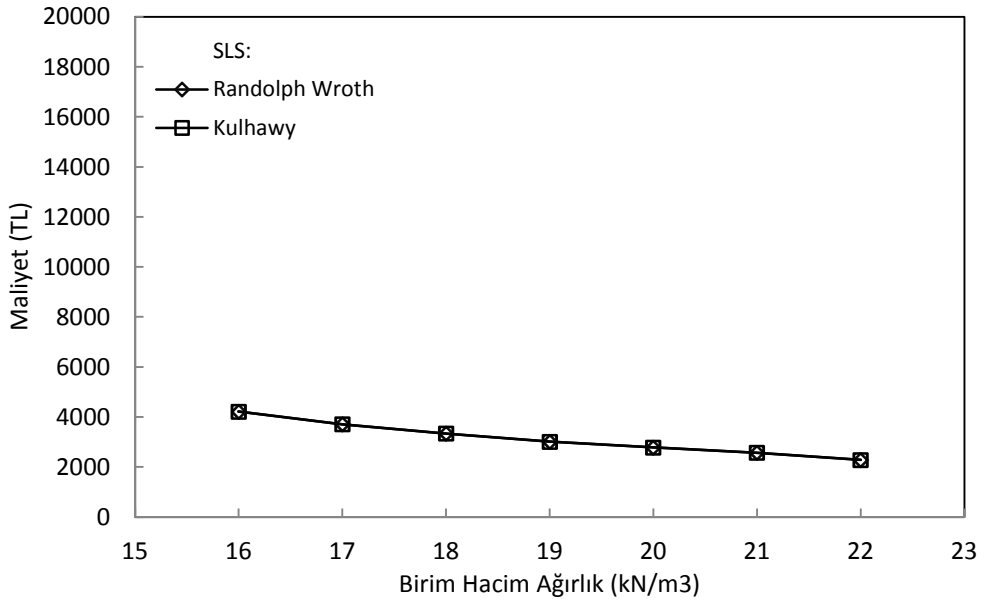



Şekil 4.47. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

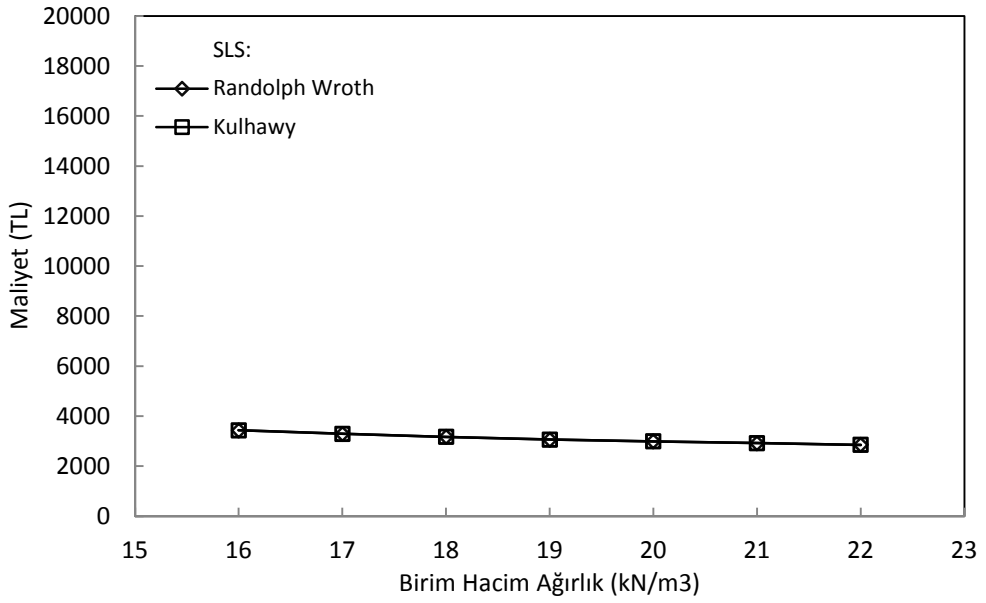



Şekil 4.48. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için düşey yük odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

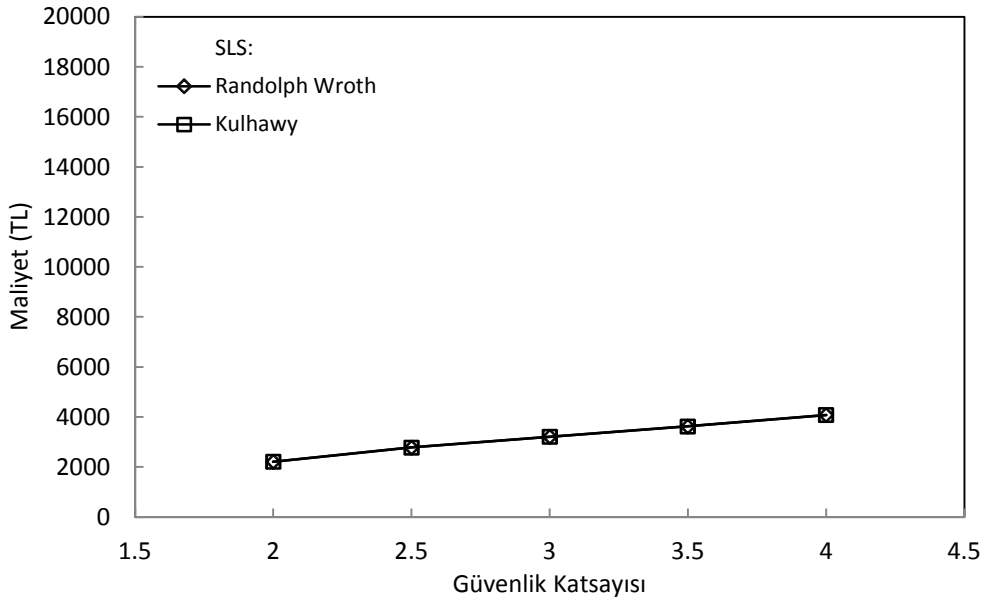



Şekil 4.49. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

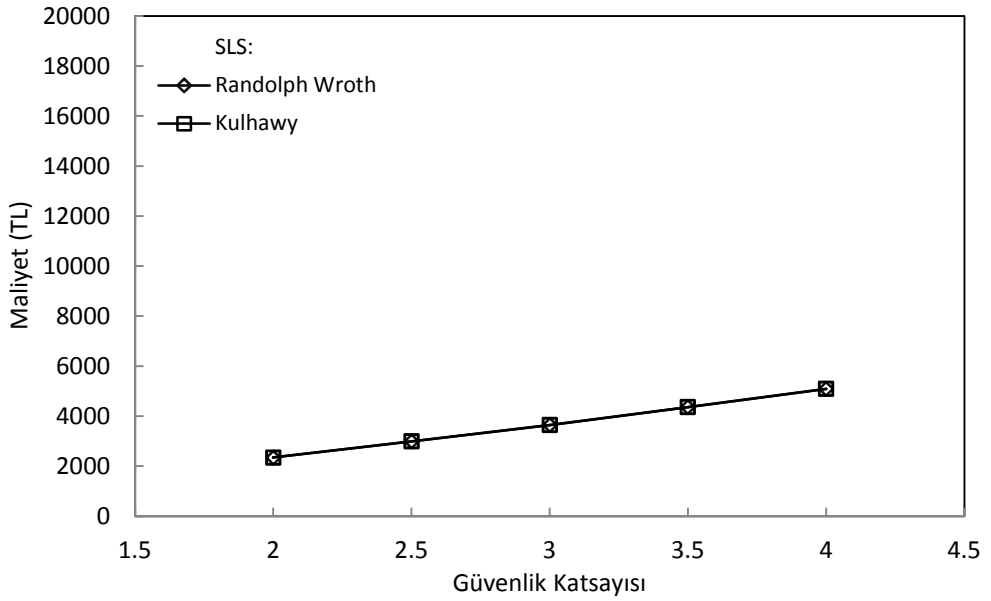



Şekil 4.50. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için birim hacim ağırlık odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

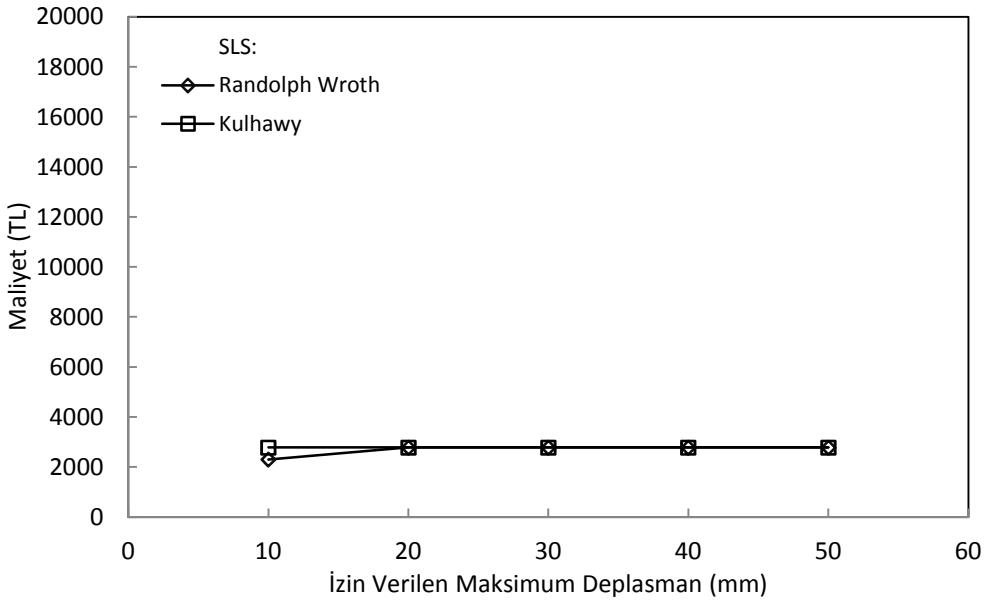



Şekil 4.51. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

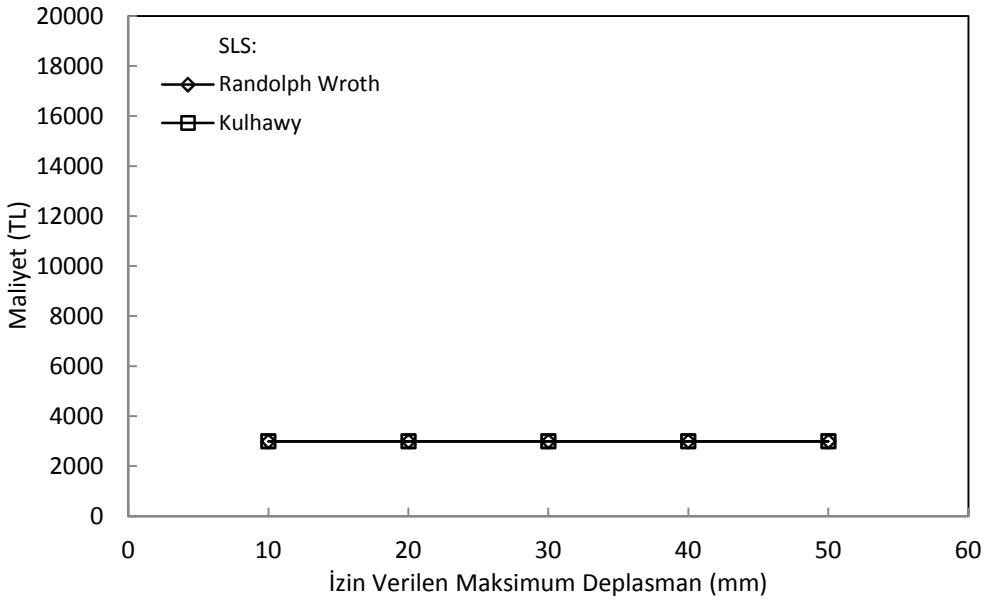



Şekil 4.52. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için güvenlik katsayısı odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları

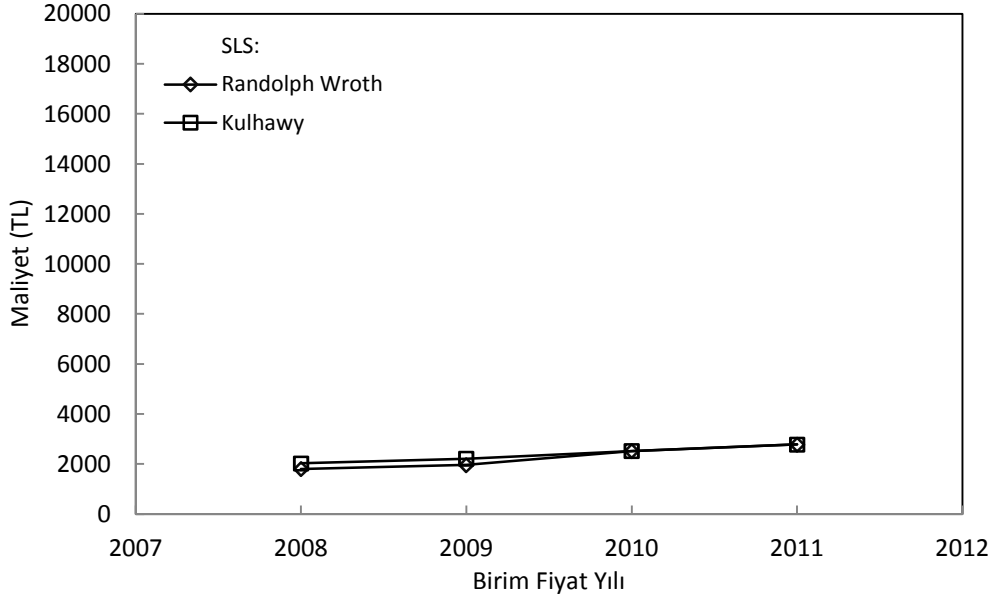



Şekil 4.53. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

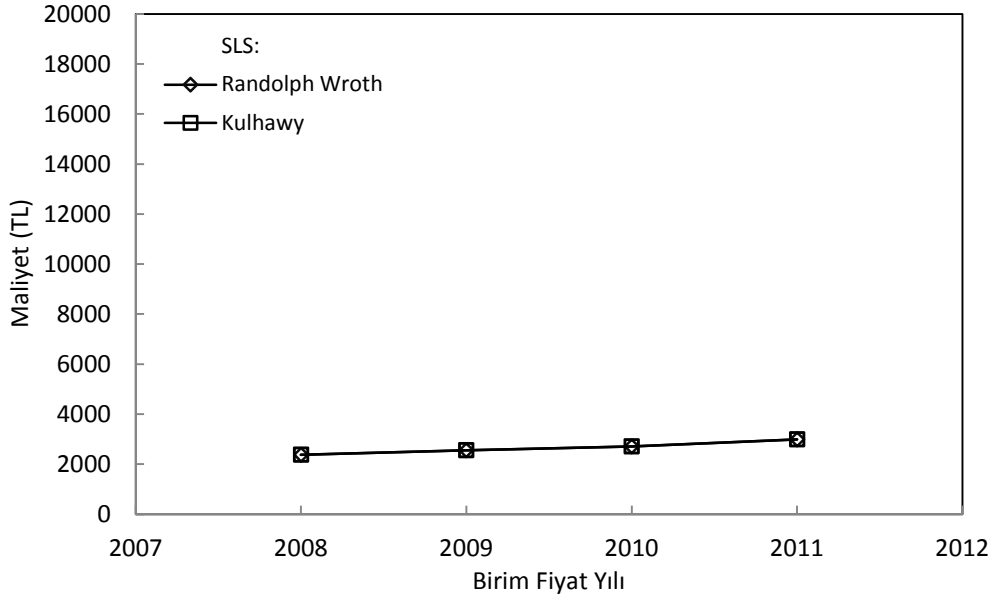



Şekil 4.54. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için izin verilen maksimum deplasman odaklı optimizasyonu

EK-4. (Devam) Sığ temellerin Hansen, Meyerhof, Terzaghi, Vesic ve fore kazıkların efektif gerilme, Nordlund taşıma gücü yöntemlerine göre optimizasyonları




Şekil 4.55. Fore kazık tasarımının efektif gerilme taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu




Şekil 4.56. Fore kazık tasarımının Nordlund taşıma gücü yöntemi için birim fiyat odaklı optimizasyonu

# ÖZGEÇMİŞ

**Kişisel Bilgiler**


| | |
|---|---|
| Soyadı, adı | : TEKİN, Erhan |
| Uyruğu | : T.C. |
| Doğum tarihi ve yeri | : 30.08.1978 Ankara |
| Medeni hali | : Evli |
| e-posta | : etekin@gazi.edu.tr |


**Eğitim**

| Derece | Eğitim Birimi | Mezuniyet tarihi |
|---|---|---|
| Yüksek lisans | Gazi Üni. / İnş. Müh. Bölümü | 2004 |
| Lisans | Gazi Üni. / İnş. Müh. Bölümü | 2001 |
| Lise | Beypazarı Lisesi | 1995 |

**Çalışma Deneyimi**

| Yıl | Yer | Görev |
|---|---|---|
| 2007- | Çevre ve Şehircilik Bakanlığı | İnşaat Mühendisi |
| 2002-2007 | Gazi Üniversitesi | Araş. Görevlisi |
| 2001-2002 | Elensan Ltd. | Bilg. Programcısı |

**Yabancı Dil**

İngilizce

**Yayınlar**

**SCI / SCI-EXP Dergi Yayınları**

**1.** Tekin, E., Akbaş, S. O., "Artificial neural networks approach for estimating the groutability of granular soils with cement-based grouts", ***Bulletin of Engineering Geology and the Environment,*** Vol. 70, (153-161) (2011).

**2.** Tekin, E., Mollamahmutoğlu, M., "Çok ince taneli çimento (Rheocem 900) enjeksiyonu ile farklı gradasyona sahip kumların enjekte edilebilirliği", ***G. Ü. Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi,*** Cilt 25(3), 533-539 pp., (2010).

**3.** Tekin, E., Akbaş, S. O., "Çimento enjeksiyonlarının kumlara enjekte edilebilirliğinin diskriminant analizi ile irdelenmesi", ***G. Ü. Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi***, Cilt 25(3), 625-634 pp., (2010).

**4.** Tekin, E., "İnce taneli çimento (Rheocem 900) karışımlarının reolojik özellikleri", ***G. Ü. Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi***, Cilt 26(4), 777-785 pp., (2011).

**SCI Dergilerindeki Atıflar**

**1.** Liao, K.W., Huang, C.L., "Estimation of Groutability of Permeation Grouting with Microfine Cement Grouts Using RBFNN", ***Lecture Notes in Computer Science***, Vol. 6677/2011, 475-484 pp., (2011).

**2.** Liao, K.W., Jan, J.C., Huang, C.L., "An artificial neural network for groutability prediction of permeation grouting with microfine cement grouts", ***Computers and Geotechnics***, Vol. 38, Issue 8, 978-986 pp., (2011).

**3.** Bektaş, S., Ozgan, E., "An experimental study on the effects of different injection materials on consolidation settlement", ***International Journal of the Physical Sciences***, Vol. 35, Issue 6, 7985 - 7990 pp., (2011).

**Uluslararası Konferans Bildirileri**

**1.** Sami Oguzhan Akbas, Erhan Tekin, Realistic Estimates of the Uncertainties and the Reliability Indices for Shallow Foundation Design Considering Seismic Loading, ***3rd International Symposium on Geotechnical Safety and Risk (ISGSR2011)*****,** Munich, Germany, (2011).

**Konferans Bildirileri**

**1.** E. Tekin, S. O. Akbaş, "Killi Zeminlerde Dalgalanma Ölçeğinin CPT Sonuçlarına Dayalı Belirlenmesi", ***Zemin Mekaniği ve Temel Mühendisliği Onüçüncü Ulusal Kongresi***, Cilt 1, 347-354 pp., İstanbul, Türkiye, (2010).

**2.** E. Tekin, S. O. Akbaş, "Yapay Sinir Ağları Kullanarak Kohezyonsuz Zeminler Üzerindeki Sığ Temellerin Oturma Tahmini", ***3. Geoteknik Sempozyumu***, 183-192 pp., Adana, Türkiye, (2009).

**3.** M. Mollamahmutoğlu, E. Tekin, Çok ince taneli çimento (Rheocem 900) enjeksiyonu ile farklı gradasyona sahip kumların enjekte edilebilirliği ve ampirik ilişkilerin irdelenmesi, ***Zemin Mekaniği ve Temel Mühendisliği 11. Ulusal Kongresi***, Trabzon, Türkiye, (2006).

**Hobiler**

Dağcılık, Fotoğraf, Bisiklet, Kelebekler